

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTUDO DA APLICAÇÃO DO PROCESSO TIG ALIMENTADO  
PARA A SOLDAGEM EM OPERAÇÃO**

Dissertação submetida à  
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
para a obtenção do grau de  
MESTRE PROFISSIONAL EM ENGENHARIA MECÂNICA

LUIS ALBERTO BRÊDA MASCARENHAS

Florianópolis, maio de 2005

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTUDO DA APLICAÇÃO DO PROCESSO TIG ALIMENTADO  
PARA A SOLDAGEM EM OPERAÇÃO**

LUIS ALBERTO BRÊDA MASCARENHAS

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de  
MESTRE PROFISSIONAL EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA  
sendo aprovada em sua forma final.

---

Prof. Carlos Enrique Niño, Dr. Eng.- Orientador

---

Prof. Júlio César Passos, Dr.- Coordenador Acadêmico

---

Prof. José A. Bellini da Cunha Neto, Dr. - Coordenador do Programa

Banca Examinadora

---

Prof. Jair Carlos Dutra, Dr. Eng. (Presidente)

---

Prof. Augusto J.A. Buschinelli, Dr. Ing.

---

Prof. Carlos Augusto Silva de Oliveira, D.Sc.

---

Prof. Ramón Cortés Paredes, Dr. Eng.

“Aprender é a única coisa de que a mente nunca se cansa, nunca tem medo e nunca se  
arrepende”

Leonardo da Vinci

A toda a minha família e  
aos amigos que incentivaram.

## AGRADECIMENTOS

Ao orientador, Dr. Carlos Enrique Niño, pelas profícuas discussões, orientações e sugestões. Sua habilidade na condução deste trabalho, conduzido à distância, foi determinante para o sucesso do mesmo.

Ao SENAI-DR/BA nas pessoas do Sr. Gustavo Sales, diretor regional e Leone Andrade gerente do SENAI CIMATEC pela grande oportunidade concedida, incomensurável apoio, através da completa infra-estrutura, materiais, incentivos e tempo disponibilizados.

À todos do Labsolda que apoiaram na adaptação de equipamentos e me acolheram nos momentos de orientação presencial.

À minha esposa Lidiane, pelo incentivo, paciência e amor.

Aos doutores Paulo Sérgio, Alexandre Barros e Sérgio Barra pelos ricos momentos de discussão.

Ao Prof. Dr. Volkmar Schuler, pelo incentivo constante.

Ao colega Amílcar Sales, por ter enobrecido o curso e por ter lutado muito para que esse programa fosse aprovado.

Aos amigos, Solano, Júlio, Daniel, Alex, Alexsinaldo, Leonardo, Alexandre Paes, Alberto, Mendonça que estiveram sempre por perto no decorrer das atividades e, de uma forma ou de outra, também contribuíram.

Aos estagiários Adelson, Anderson e Andressa, pelo apoio operacional.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>IX</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>XII</b>
<b>RESUMO.....</b>	<b>XV</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>XVI</b>
<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2 OBJETIVOS .....</b>	<b>3</b>
<b>3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>4</b>
<b>3.1 Perfuração (burnthrough / blowout).....</b>	<b>4</b>
3.1.1 Influência da Espessura na Perfuração.....	6
3.1.2 Influência do Aporte de Calor na Perfuração.....	7
3.1.3 Influência do Pré-aquecimento na Perfuração .....	8
3.1.4 Influência do diâmetro da tubulação na Perfuração .....	9
3.1.5 Influência da Pressão Interna .....	9
3.1.6 Influência da Direção de Soldagem .....	11
3.1.7 Influência do Grau do Material.....	11
<b>3.2 Trincas a Frio.....</b>	<b>11</b>
<b>3.3 Métodos para previsão da temperatura e taxas de resfriamento na soldagem em operação. ....</b>	<b>14</b>
3.3.1 Modelo do Instituto Battelle .....	14
3.3.2 O programa Battelle – Simulação numérica de soldagem em operação .....	14
3.3.3 Método do EWI.....	16
3.3.4 Modelo do PRCI- Pipeline Research Council.....	17
<b>3.4 Previsão das condições de perfuração.....</b>	<b>19</b>
3.4.1 Modelo de Sabapathy et al. ....	19
3.4.2 Modelo de Bang et al. ....	21
<b>3.5 Campo de aplicação do processo de soldagem em operação .....</b>	<b>21</b>
<b>3.6 Métodos de Qualificação de Procedimentos de Soldagem.....</b>	<b>22</b>

<b>3.7</b>	<b>Variáveis Essenciais.....</b>	<b>23</b>
3.7.1	Materiais da tubulação e acessórios .....	24
3.7.2	Condições de Operação da Tubulação .....	24
3.7.3	Seqüência de Soldagem .....	24
3.7.4	Faixa de Aporte de Calor .....	25
3.7.5	Considerações adicionais .....	25
<b>3.8</b>	<b>Variáveis não essenciais.....</b>	<b>25</b>
3.8.1	Espessura da Tubulação .....	25
<b>3.9</b>	<b>Processos Utilizados em Soldagens em Operação .....</b>	<b>26</b>
3.9.1	Características do processo TIG.....	27
3.9.2	Soldagem TIG com Corrente Contínua Pulsada [21].....	28
3.9.3	Soldagem TIG com Alimentação Mecanizada de Arame .....	29
<b>3.10</b>	<b>Soluções para a Transferência de Calor em Soldagem.....</b>	<b>32</b>
<b>3.11</b>	<b>Cálculo da incerteza de medição .....</b>	<b>32</b>
<b>4</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>34</b>
<b>4.1</b>	<b>Materiais.....</b>	<b>34</b>
<b>4.2</b>	<b>Bancada de Ensaios .....</b>	<b>34</b>
4.2.1	Fonte de Soldagem.....	35
4.2.2	Cabeçote alimentador de Arame .....	36
4.2.3	Sistema de Deslocamento da Tocha.....	36
4.2.4	Tocha com Dispositivo de Alimentação de Arame.....	37
4.2.5	Placa de Aquisição de Dados de Temperatura .....	37
4.2.6	Dispositivo para Soldagem por Descarga Capacitiva .....	38
4.2.7	Placa para aquisição de dados de soldagem .....	38
4.2.8	Software MIG/MAG .....	38
4.2.9	Software para tratamento de imagens metalográficas e medições básicas.....	38
<b>4.3</b>	<b>Objetivos e Metodologia das diversas Etapas de Ensaio .....</b>	<b>39</b>
4.3.1	Ensaio com processo TIG autógeno sobre chapa .....	40
4.3.2	Estudo do efeito do comprimento do arco na geometria do cordão .....	41
4.3.3	Ensaio com TIG autógeno em tubo a várias pressões .....	42
4.3.4	Ensaio para definição da faixa de velocidade de arame no processo TIG alimentado .....	44
4.3.5	Ensaio de perfuração em chapas com TIG alimentado.....	45
4.3.6	Soldagens de filete em junta sobreposta .....	48
4.3.7	Ensaio em tubos pressurizados com alimentação de arame.....	49
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>50</b>

<b>5.1</b>	<b>Ensaios com TIG autógeno sobre chapa.....</b>	<b>50</b>
5.1.1	Estabelecimento de condições limite para perfuração .....	50
5.1.2	Estabelecimento do comprimento de arco a utilizar .....	52
5.1.3	Soldagens com TIG autógeno em tubo com pressão interna .....	56
<b>5.2</b>	<b>Ensaios com o processo TIG usando alimentação de arame.....</b>	<b>60</b>
5.2.1	Ensaios para determinar as faixas de velocidade de arame adequadas .....	60
5.2.2	Ensaios em chapas com TIG alimentado .....	65
5.2.3	Soldas de filete em junta sobreposta com TIG alimentado .....	76
5.2.4	Soldagens em tubos pressurizados, com TIG alimentado .....	80
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>85</b>
<b>7</b>	<b>RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>87</b>
<b>8</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>88</b>



## LISTA DE FIGURAS

<i>Figura 3.1 – Modelo de calha meia cana, utilizada para reforço de uma seção de tubulação[3].</i>	4
<i>Figura 3.2 – Relação dos fatores que governam a ocorrência da perfuração na soldagem em operação [7].</i>	6
<i>Figura 3.3 – Zonas de trabalho seguras, dadas pela pressão interna e aporte de calor, para a soldagem de tubos de aço API-5LX-60 com várias espessuras de parede [10].</i>	8
<i>Figura 3.4 – Deflexão radial calculada versus pressão para uma soldagem em serviço com 0,75 kJ/mm diretamente num tubo de 3 mm de espessura de um aço X-70 [1].</i>	10
<i>Figura 3.5 – Previsão das condições de falha para perfuração comparada com dados experimentais de Wade[1].</i>	10
<i>Figura 3.6 – Relação dos fatores que governam a ocorrência da trinca por hidrogênio na soldagem realizada em operação [7].</i>	13
<i>Figura 3.7 – Exemplo de uma correlação entre os valores <math>\Delta t_{250-100}</math> medidos e <math>\Delta t_{800-500}</math> previstos para uma determinada condição [2].</i>	17
<i>Figura 3.8 – Dureza crítica para a soldagem em operação vs. Carbono equivalente (CE) e nível de hidrogênio da solda [17].</i>	18
<i>Figura 3.9 - Exemplo de campo de temperaturas região da solda, estimado conforme modelo de Santos [13].</i>	20
<i>Figura 3.10 - A cavidade efetiva calculada na parede do tubo representa a perda de resistência durante a soldagem em operação [1].</i>	20
<i>Figura 3.11 – Teores típicos de hidrogênio difusível no metal de solda, para diversos processos [23 ].</i>	28
<i>Figura 3.12 – Oscilogramas de tensão na condição de arco estável, [24].</i>	31
<i>Figura 3.13 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação de alimentação insuficiente de arame [24].</i>	31
<i>Figura 3.14 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação excessiva de arame, [24].</i>	31
<i>Figura 4.1 - Bancada montada para a investigação do processo TIG alimentado aplicado à soldagem em operação.</i>	35
<i>Figura 4.2 - Dispositivo de posicionamento do arame a) configuração original; b) configuração realizada, para reduzir o atrito.</i>	37
<i>Figura 4.3 – Medições realizadas para avaliação do ensaio. A foto representa a seção transversal de um tubo. Trocar a foto</i>	42
<i>Figura 4.4 – Detalhe do tubo fechado e seu sistema de pressurização.</i>	43
<i>Figura 4.5 – Detalhe do bunker, dentro do qual foi realizada a soldagem dos tubos pressurizados.</i>	44
<i>Figura 4.6 – Detalhe do posicionamento da junção e do suporte para o termopar .</i>	46
<i>Figura 4.7 – Processo de medição das dimensões de interesse na macrografia, utilizando o programa QWin da Leica. O exemplo refere-se ao CP AL-4-51 da série de ensaios 4.3.4.</i>	46
<i>Figura 4.8 – Pontos 1 e 2 de interesse que alimentam o aplicativo BooChol. A imagem da esquerda exemplifica um fluxo de calor bidimensional, comum em chapas finas, já a da direita mostra um fluxo de calor tridimensional, normalmente encontrado em chapas mais espessas.</i>	47

<i>Figura 4.9 – Vista superior (a) e macrografia de seção longitudinal (b), de uma solda em chapa de 4,8 mm realizada com CC pulsada, <math>f = 2</math> Hz, <math>I_p = 200</math> A, <math>I_b 15</math> A e <math>V_s = 15,6</math> cm/min.</i>	48
<i>Figura 4.10 – Esquema do fluxo de calor em junta sobreposta. Chapa inferior com espessura fina (fluxo 2D).</i>	48
<i>Figura 5.1 – Vistas da face, raiz e macrografias trasnversais de soldas realizadas em chapas de 3,2 mm com CC constante, apresentando significativo escorrimento da solda: a) Acima, <math>I_m = 126</math> A e <math>V_s = 15,6</math> cm/min (CP AU 3–13); b) Abaixo, <math>I_m = 151</math> A e <math>V_s = 15,6</math> cm/min (CP AU 3–15).</i>	52
<i>Figura 5.2 – Efeito da corrente sobre a penetração do cordão, em soldagens TIG autógenas sobre chapa de 3,2 mm e <math>V_s</math> de 10 cm/min.</i>	54
<i>Figura 5.3 – Efeito do comprimento do arco sobre a penetração do cordão, em soldagens TIG autógenas sobre chapa de 3,2 mm e <math>V_s = 10</math> cm/min.</i>	55
<i>Figura 5.4 – Efeito da corrente sobre a largura do cordão de solda, para vários comprimentos de arco. Soldagens TIG autógenas sobre chapa de 3,2 mm, com <math>V_s = 10</math> cm/min.</i>	56
<i>Figura 5.5 – Mapeamento das condições experimentais com indicação da ocorrência da perfuração. Soldagens TIG autógenas com CC constante sobre chapa de 3,2 mm, com <math>V_s = 10</math> cm/min.</i>	58
<i>Figura 5.6 – Imagens de perfuração. Corpos de prova: AU-3-P2-03/P1-03 e AL-3-200. Em todos os casos <math>V_s = 10,0</math> cm/min e <math>I = 97</math> A.</i>	59
<i>Figura 5.7 – Corte transversal de uma cratera e furo produzidos na perfuração durante a soldagem com tubo pressurizado. Espessura 3,2 mm, corrente de soldagem 97 A, <math>V_s = 10,0</math> cm/min.</i>	59
<i>Figura 5.8 – Presença de gotas solidificadas na margem do cordão na soldagem TIG com alimentação de arame. Corpo de prova AL-4-63.</i>	60
<i>Figura 5.9 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação excessiva de arame, obtido no ensaio do corpo de prova AL-3-03.</i>	61
<i>Figura 5.10 – Cordões realizados com <math>V_a</math> (Velocidade do arame) acima do limite superior (esquerda) e com <math>V_a</math> adequada (direita) ambos com CC constante.</i>	61
<i>Figura 5.11 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação com velocidade ótima de arame, referente ao corpo de prova AL-3-25.</i>	62
<i>Figura 5.12 – Faixa operacional da velocidade de alimentação do arame, ao soldar em chapa de 3,2 mm: a) com CCC; b) com CCP.</i>	63
<i>Figura 5.13 – Faixa operacional da velocidade de alimentação do arame, ao soldar em chapa de 4,8 mm: a) com CCC; b) com CCP.</i>	63
<i>Figura 5.14 – Velocidades ótimas para alimentação do arame de 1 mm de diâmetro, em função da potência do arco, para duas espessuras e dois tipos de corrente (CCC e CCP).</i>	64
<i>Figura 5.15 – Corpos de prova AL-3-31, 34 e 37, soldados com o mesmo nível de energia (6,5 kJ/cm), mas com condições diferentes.</i>	67
<i>Figura 5.16 – Relação a/b vs. aporte, para todos os corpos de prova soldados com corrente contínua pulsada.</i>	67
<i>Figura 5.17 – Relação a/b vs. aporte, para todos os corpos de prova soldados com corrente contínua constante.</i>	67
<i>Figura 5.18 – Relação a/b vs. corrente, para condições com mesmo aporte de calor (6,5 kJ/cm). Corpos de prova AL-3-31, 34 e 37. Velocidades de 10,0, 12,6 e 15,6 cm/min.</i>	68
<i>Figura 5.19 – Temperaturas máximas na face oposta ao arco com CCC, calculadas e medidas com termopar: a) chapa de 3,2 mm; b) chapa de 4,8 mm.</i>	71

<i>Figura 5.20 – Ciclos térmicos medidos com termopar na superfície oposta ao arco em 3 CPs: AL-4-50, 51 e 52.</i>	71
<i>Figura 5.21 – Temperaturas máximas calculadas na face oposta à soldagem. Em ambos os casos as curvas se referem à soldagem com CC-cte e CC-pulsada. Figura a) 4,8 mm e b) 3,2 mm.</i>	73
<i>Figura 5.22 – Temperaturas de pico calculadas na face oposta à soldagem [13]. Curvas com mesma velocidade de soldagem.</i>	74
<i>Figura 5.23 – Temperaturas máximas calculadas na face oposta à soldagem [13]. Curvas com mesma energia e correntes crescentes. CP's AL-4-59 a 67 (4,8 mm de espessura e CC-pulsada).</i>	74
<i>Figura 5.24 – Temperatura máxima experimentada pela face oposta à soldagem. Espessura de 3,2 mm e velocidade de soldagem de 10,0 cm/min. CP's AL-3-21, 22 e 23 e os mesmos sem alimentação de arame. As incertezas foram calculadas conforme fórmulas de 3 – 8.</i>	75
<i>Figura 5.25 – Temperaturas máximas medidas com termopar na face oposta à soldagem.</i>	78
<i>Figura 5.26 – Macrografias dos corpos de prova ALF-3-19, 20 e 21. Com espessura de 3,2 mm. Correntes de 90, 97 e 104 A com uma velocidade de soldagem de 10,0 cm/min.</i>	79
<i>Figura 5.27 – Macrografias dos corpos de prova ALF-4-101, 103 e 105. Com espessura de 4,8 mm. Correntes de 153, 175 e 210 A e velocidade de soldagem de 10,0 cm/min e 12,6 cm/min para os dois últimos cp's.</i>	79
<i>Figura 5.28 – Macrografia do corpo de prova ALF-4-106, exibindo um poro próximo à raiz da junta. Corrente de soldagem utilizada: 217A.</i>	80
<i>Figura 5.29 – Corrente de perfuração em função do aporte térmico. Ensaios realizados com tubos de 3,2 mm de espessura de parede, pressurizados à 40kg/cm<sup>2</sup>.</i>	82
<i>Figura 5.30 – Solda realizada em condições que causam perfuração com TIG autógeno. Inicialmente com alimentação de arame Var = 0,8 m/min e em seguida retira-se o material de adição. Detalhe da região em que se inicia e acontece a perfuração. Corpo de prova AL-3-200.</i>	83

## LISTA DE TABELAS

<i>Tabela 3.1 – Limites de aporte de calor para evitar perfuração, obtidos experimentalmente para tubos pressurizados com gás nitrogênio [6].</i>	5
<i>Tabela 5.1 – Matriz de ensaios para definição das condições de perfuração em chapa com a solda TIG – autógeno.</i>	50
<i>Tabela 5.2 – Condições em que ocorreu perfuração na soldagem com TIG autógeno sobre chapa.</i>	51
<i>Tabela 5.3 – Matriz de ensaios para estabelecimento do comprimento do arco a utilizar.</i>	52
<i>Tabela 5.4 – Dimensões dos cordões obtidos no ensaio.</i>	53
<i>Tabela 5.5 – Matriz de ensaios para soldagens realizadas com tubo de 3,2 mm à várias pressões: atmosférica, 10, 20 e 40 kg/cm<sup>2</sup>.</i>	58
<i>Tabela 5.6 – Matriz de ensaios e resultados.</i>	60
<i>Tabela 5.7 – Matriz de ensaios para deposição de cordão sobre chapa.</i>	66
<i>Tabela 5.8 – Resultados de temperatura máxima que a face oposta à soldagem experimentou, durante a soldagem com TIG alimentado, deposição simples sobre chapa, nas espessuras de 3,2 e 4,8mm.</i>	70
<i>Tabela 5.9 – Comparação entre produtividade dos processos eletrodo revestido e TIG alimentado. Soldagem de tubulação com 3,2 mm de espessura.</i>	75
<i>Tabela 5.10 – Condições utilizadas nas soldas de filete e temperaturas máximas medidas na face oposta ao arco, sob a chapa inferior da junta sobreposta.</i>	77
<i>Tabela 5.11 – Condições utilizadas nas soldas de filete e temperaturas máximas medidas na face oposta ao arco, sob a chapa inferior da junta sobreposta.</i>	79
<i>Tabela 5.12 – Condições utilizadas nas soldagem em tubos pressurizados com ocorrência de perfuração.</i>	81

## SIMBOLOGIA / ABREVIATURAS

$Ac_1$  = temperatura dinâmica de transformação austenítica, no aquecimento

CE = carbono equivalente

CC = corrente contínua

CCC = corrente contínua constante

CCP = corrente contínua pulsada

CP = corpo de prova

E = energia de soldagem [kJ/cm]

I = corrente de soldagem [A]

$I_m$  = corrente média [A]

$I_p$  = corrente de pulso [A]

L = largura do cordão [mm]

$l_a$  = comprimento do arco

$L_{zta_i}$  = largura da ZTA inferior [mm]

$L_{zta_s}$  = largura da ZTA superior [mm]

P = penetração do cordão [mm]

$P_{zta}$  = profundidade da ZTA [mm]

T = temperatura [°C]

t = tempo [s]

$t_{eff}$  = espessura efetiva [mm]

$\Delta t_{8/5}$  – tempo de resfriamento entre 800 e 500 °C [s]

$T_p$  = temperatura de pico no ciclo térmico [°C]

U = tensão do arco de soldagem [V]

$U_a$  – incerteza de medição do tipo A

$U_b$  – incerteza de medição do tipo B

$U_c$  – incerteza de medição combinada

$U_m$  – incerteza de medição

Var – velocidade de alimentação de arame [m/min.]

$V_s$  – velocidade de soldagem [cm/min.]

$\eta$  = eficiência térmica [adimensional]

$\sigma_{m\acute{a}x}$  = tensão máxima [kgf/cm<sup>2</sup>]

$\sigma$  = parâmetro de distribuição de calor [mm]

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

API – *American Petroleum Institute*

AWS – *American Welding Society*

EMC = Departamento de Engenharia Mecânica da UFSC

ER = eletrodo revestido

EWI = *Edison Welding Institute*

INMETRO – Instituto Nacional de Metrologia Normalização e Qualidade Industrial

LABSOLDA = Laboratório de Soldagem do EMC/UFSC

PRCI = *Pipeline Research Council International*

RBC – Rede Brasileira de Calibração

RDS = reparo por deposição de solda

SBM = Sociedade Brasileira de Metrologia

TIG = *Tungsten Inert Gas*

GTAW = *Gas Tungsten Arc Welding*

ZTA = zona termicamente afetada

## RESUMO

Neste trabalho foi estudada a aplicação do processo GTAW com alimentação de arame para o reparo em operação de tubulações com pequena espessura remanescente. Foram revisados critérios existentes na literatura sobre a ocorrência da perfuração. Em primeira instância, foram realizados experimentos com aquecimento com tocha TIG em chapas e tubos contendo argônio a pressões entre 1, 20 e 40 bar. Os ensaios em chapa demonstraram que, diferentemente do que ocorre no processo eletrodo revestido, no processo TIG antes de atingir um tamanho da poça que leve à perfuração, há um significativo escorrimento na raiz da solda. Isso está relacionado com a menor pressão do plasma associada ao processo TIG. Nos ensaios em tubos, foi observado que a perfuração ocorria nas mesmas condições de soldagem, independentemente da pressão interna. Isto reforça as conclusões dos estudos do Instituto Battelle, e contradiz critérios formulados mais recentemente por outros autores. Para a aplicação do processo TIG alimentado, foram estudados, a seguir, as faixas de velocidade de arame para diversos níveis de potência do arco, considerando como critérios de aceitabilidade o comportamento dinâmico da tensão do arco e a convexidade do cordão, representada pela relação entre o reforço e a largura. Pode ser observado que as faixas de velocidade utilizáveis são bastante amplas, o que significa que os resultados do processo TIG alimentado não são prejudicados por variações que ocorram fortuitamente durante sua aplicação. Ensaios com TIG alimentado sobre chapa permitiram verificar que não ocorre perfuração ao soldar chapas de 3,2 mm com energias de até 7,0 kJ/cm. Ao realizar soldas de filete em juntas constituídas de chapas sobrepostas, para simular a união de uma calha com tubo, foi verificado mediante a medição da temperatura com termopares da superfície oposta ao arco, que as temperaturas atingidas são muito menores que as que ocorrem na deposição de cordão sobre chapa, de modo que os níveis de energia utilizáveis na soldagem em operação se tornam bem maiores. Por último, pode-se concluir que o processo TIG alimentado representa uma alternativa vantajosa para a soldagem de pequenas espessuras, em substituição ao processo eletrodo revestido, que é o corriqueiramente utilizado.

Palavras chave: soldagem em operação; TIG alimentado; perfuração.

## ABSTRACT

In this work the application of wire feed GTAW process for the in-service repair of small remaining thickness pipelines was studied. The existing published criteria about the conditions for burnthrough were reviewed. At first, experiments with autogenous GTAW heating were done on plates and pipes containing argon at pressures of 1, 20 and 40 bar. The experiments on plates demonstrated that, differently of what occurs with SMAW, with the GTAW process the welding pool reaches a higher size before the burnthrough event, showing a significative root protrusion. This can have a connection with the lower pressure of the GTAW plasma. In the experiments on pipes it was observed that burnthrough occurred in identical welding conditions, independently of the internal pressure. This confirms the conclusions of the the Battelle Institute, and is opposed to criteria formulated more recently by some authors. For the application of wire feed GTAW process, they were determined experimentally the wire speed ranges appropriate for different arc power levels, considering as acceptance criteria the dynamic behavior of the arc voltage and the convexity of the weld bead, evaluated through the height to width ratio. It was verified that the usable wire speed ranges are ample, which means that the weld quality is not altered by fortuitous wire speed variations that can occur during its application. Experiments with wire feed GTAW on plate allowed to verify that plates of 3,2 mm thickness can be welded with energies up to 7,0 kJ/cm without any risk of burnthrough. When carrying out fillet welds on lap joints consisting of two overlapped plates, made to simulate the joining of sleeves and pipes, there were verified by means of the temperature measurement with thermocouples located on the opposite surface to the arc, that the peak temperatures are very lower that the ones that occurs in bead on plate welds, so the usable energy levels become higher. Finally, it can be concluded that the GTAW process represents an profitable alternative for the welding of small wall thickness pipelines, in substitution to the SMAW that is currently used.

Keywords: in-service welding; wire feed GTAW; burnthrough.



## 1 INTRODUÇÃO

A soldagem de tubulações em operação, isto é, com fluido dentro delas, é um método bastante utilizado há pelo menos três décadas em grandes empresas do Brasil. No mundo, sua aplicação é estudada desde a década de trinta. Esse tipo de soldagem apresenta significativas vantagens econômicas, dado que evita os custos envolvidos na interrupção da operação e garante a continuidade no fornecimento do fluido. Quando não é possível realizar a soldagem em operação, as seções da tubulação precisam ser seladas e desgaseificadas antes de realizar a soldagem, e então purgadas antes de serem colocadas em funcionamento novamente. Isto envolve altos custos, dispêndio de tempo e o vazamento de gases como o metano, considerado um promotor do efeito estufa.

A soldagem em operação é parte essencial da trepanação (*hot tapping*), técnica que permite a instalação de conexões numa linha principal. É importante também para a manutenção de tubulações, feita, por exemplo, mediante a instalação de calhas de reforço ao redor de seções danificadas, ou através da deposição direta de metal de solda sobre regiões que apresentam perda de espessura localizada [1].

A extensa malha de dutos no território nacional (15.000 km terrestre) e a crescente necessidade de utilização das reservas de gás natural fazem da soldagem em operação fator fundamental e estratégico num cenário de garantia de suprimento e aumento do número de consumidores, como termoeletricas, petroquímicas, postos de gasolina, empresas distribuidoras de gás, população, dentre outros. A crescente necessidade de ampliação do parque de refino e petroquímico nacional, face ao aumento da demanda por derivados de petróleo, impõe a prática de seqüências de intervenções e interligações em tubulações de processamento. Também se nota nos últimos anos um elevado crescimento da aplicação desta técnica, devido ao envelhecimento de plantas montadas há mais de trinta anos no Brasil.

A tecnologia existente e a experiência na soldagem em operação estão relacionadas principalmente com o reparo de tubos de parede espessa (de 6 mm ou superior) e de aços de baixa resistência. Entretanto, existe uma necessidade crescente de realizar soldagens em operação e, cada vez mais, em tubos de parede fina. Isso por duas razões: i) porque as tubulações instaladas há várias décadas, fabricadas em aços de menor resistência e sem meios

adequados de proteção contra a corrosão (revestimentos, proteção catódica), apresentam perdas significativas de material e, portanto, espessuras remanescentes pequenas; ii) porque a espessura das tubulações a serem soldadas diminui à medida que se utilizam aços de maior resistência (X70 e X80, com possibilidade de uso de X100 e X120).

O processo comumente usado para realizar a soldagem em operação é o eletrodo revestido. São utilizados eletrodos do tipo básico, para diminuir o risco de ocorrer trincas a frio, que é um dos problemas derivados desse tipo de operação, em função das elevadas taxas de resfriamento que o metal sofre pelo escoamento de calor através do fluido. Quando se pretende soldar tubos de menor espessura, a trinca a frio e o a perfuração da parede da tubulação pelo arco, tornam-se mais prováveis, exigindo maiores cuidados na especificação e controle dos procedimentos e das condições de soldagem.

A proposta do presente trabalho é estudar a aplicação do processo TIG alimentado para realizar a soldagem em tubulações de pequenas espessuras, de até 3,2 mm. Nessas condições, certas vantagens que o processo TIG apresenta em relação ao eletrodo revestido podem se tornar imprescindíveis: menor nível de hidrogênio difusível, maior estabilidade do arco, permitindo um maior e melhor controle sobre o aporte térmico e a penetração.

Sem dúvida é preciso aprofundar as pesquisas em soldagem em operação, principalmente na utilização de outros processos que permitam a aplicação de modo seguro em tubulações cada vez mais finas, em função do uso de materiais de maior resistência, e da perda de espessura de tubulações mais antigas. É neste contexto que o presente trabalho se insere e se justifica.

## 2 OBJETIVOS

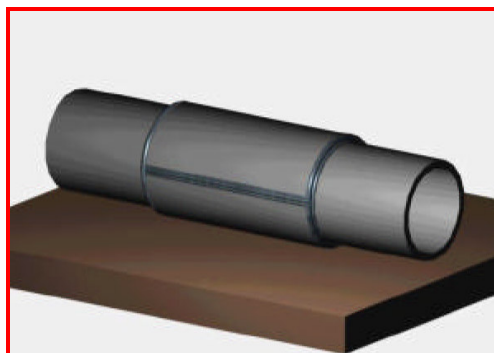
O objetivo principal é estudar a aplicabilidade do processo TIG alimentado para a soldagem em operação de tubulações com espessuras menores que aquelas atualmente permitidas pelas normas.

Os objetivos específicos são:

- Estudar as condições de aplicação do processo TIG alimentado, particularmente as faixas de velocidade de arame adequadas para a deposição de cordões sobre chapa e soldas de filete em junta sobreposta.
- Para o processo TIG alimentado, estudar as condições de processo que permitam obter cordões de boa qualidade e evitar a perfuração no reparo de tubulações por deposição de solda e na soldagem de calhas de reforço.
- Comparar os processos TIG e eletrodo revestido em termos da produtividade, robustez e adequação à soldagem em operação.
- Contribuir para o estabelecimento de critérios de ocorrência da perfuração quando se solda tubulações em que há fluido sob pressão.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Existem dois métodos de soldagem de recuperação de tubulações em operação: a colocação de calhas tipo meia cana (figura 3.1) e o reparo por deposição superficial de solda. Ambos os métodos são exequíveis e efetivos, mas o reparo por deposição de solda requer um estudo mais detalhado com relação à determinação de parâmetros de soldagem mais adequados [2].



*Figura 3.1 – Modelo de calha meia cana, utilizada para reforço de uma seção de tubulação[3].*

Na soldagem em operação existem dois riscos que precisam ser considerados. O primeiro é a perfuração da parede do tubo pelo arco da soldagem que causa a fusão de uma região do material. O segundo é o risco de trinca por hidrogênio que aparece devido às altas taxas de resfriamento produzidas pela remoção de calor pelo fluido [2 - 5].

#### 3.1 Perfuração (burnthrough / blowout)

Segundo Bruce [1], na soldagem de tubulações em operação, uma perfuração ocorrerá se a área não fundida na região ao redor da poça de fusão não tiver resistência suficiente para conter a pressão interna do fluido. A ocorrência de perfuração é governada principalmente pela espessura da tubulação e pela transferência de calor do arco para o material do tubo e deste para o fluido. A penetração é função, principalmente, do aporte de calor<sup>1</sup> e da

---

<sup>1</sup> O termo em inglês utilizada por Bruce e por outros autores que estudam o assunto é “heat input” em geral para significar a energia disponível no arco e não a energia efetivamente transferida à peça. No item 3.1.2 serão explicadas em mais detalhes as diferenças entre esses dois parâmetros.

capacidade do fluido (dentro da tubulação) retirar calor da solda. A capacidade do fluido retirar calor da parede do tubo é função das suas propriedades termofísicas, de sua temperatura, e dos parâmetros de fluxo (vazão e pressão). Quando o calor do arco da soldagem excede a capacidade do fluxo interno remover o calor da parede do tubo, acontece o superaquecimento da tubulação e em seguida a perfuração.

A partir de experimentos realizados no Instituto Battelle foi concluído que a perfuração não ocorrerá a menos que a temperatura na face interna da tubulação exceda 1260 °C. Para conferir uma margem de segurança, foi estipulada uma temperatura máxima de 982 °C, quando usando eletrodos de baixo hidrogênio e 871 °C para eletrodos celulósicos. [2].

A análise térmica computacional desenvolvida por Battelle pode ser usada para mostrar que se a temperatura na superfície interna excede 982°C a perfuração é improvável se a espessura é superior a 6,4mm, desde que sejam aplicadas técnicas de soldagem adequadas. O risco de perfuração é remoto se a espessura é superior a 6,4mm, quando se utilizam eletrodos de baixo hidrogênio.

Num trabalho realizado no EWI – *Edison Welding Institute* em 1996 [2], foi constatado que, além do aporte de calor, são importantes o diâmetro do eletrodo e a corrente de soldagem. Foi estabelecido que o uso de eletrodos de menores diâmetros (e, portanto, menores níveis de corrente) permite maiores níveis de aporte de calor, conforme tabela 3.1. Em outras palavras, para um dado nível de aporte de calor, o uso de eletrodos de menores diâmetros é mais seguro. Também foi inferido neste mesmo trabalho que o modelo do Battelle é inadequado para se avaliar os efeitos da variação do diâmetro do eletrodo utilizado na soldagem.

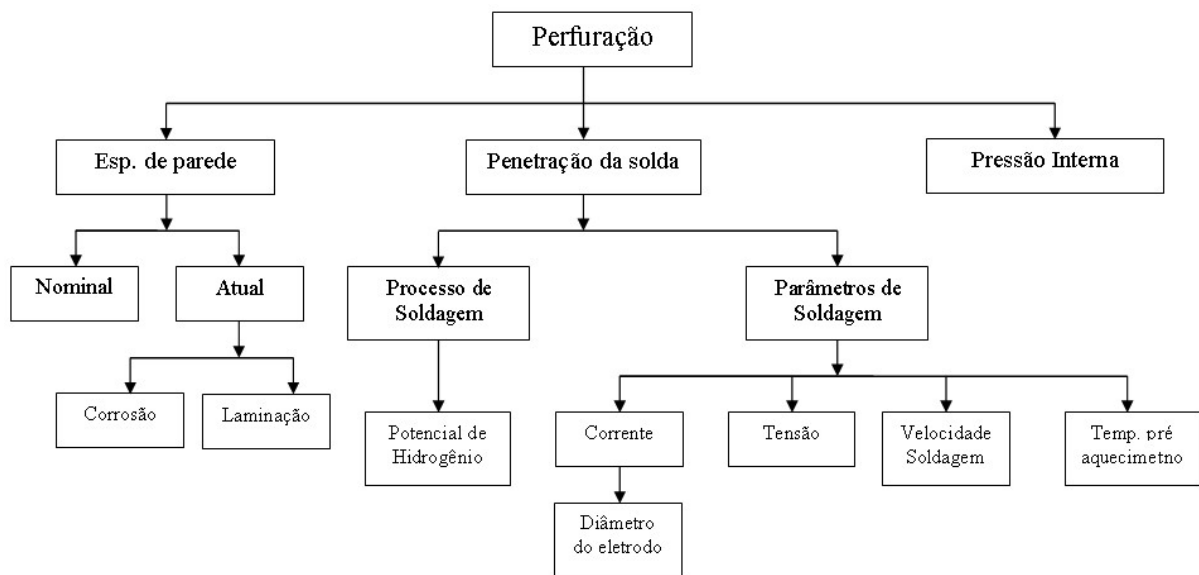
*Tabela 3.1 – Limites de aporte de calor para evitar perfuração, obtidos experimentalmente para tubos pressurizados com gás nitrogênio [6].*

Espessura de parede remanescente (mm)	Aporte de calor admissível (kJ/cm)		
	Eletrodos de 2,0 mm, com I= 50 A	Eletrodos de 2,4 mm, com I= 80 A	Eletrodos de 3,2 mm, com I= 110 A
3,2	8,7	5,1	Proibido
4,0	9,8	9,4	8,7

O objetivo do trabalho realizado por Bruce [6] foi desenvolver diretrizes que permitissem determinar as condições de soldagem seguras, em particular o aporte de calor e diâmetro do

eletrodo (nível de corrente), em função da espessura de parede do tubo e da capacidade de escoamento de calor pelo fluido.

Para evitar o risco de perfuração, muitas empresas proíbem a soldagem em operação em tubulações que tenham espessura menor que determinado limite. Entretanto, segundo Bruce [7], o risco de perfuração não depende unicamente da espessura de parede, mas também dos parâmetros de soldagem, das condições de operação da tubulação e de outros fatores, como mostrado na figura 3.2 .



*Figura 3.2 – Relação dos fatores que governam a ocorrência da perfuração na soldagem em operação [7].*

Nos itens seguintes será descrita com mais detalhe a influência de alguns fatores na perfuração.

### **3.1.1 Influência da Espessura na Perfuração**

A metodologia normalmente estabelecida pelas empresas para se trabalhar com segurança é definir uma espessura mínima, abaixo da qual não se deve soldar. Conforme os resultados do Battelle [4], o risco de perfuração é mínimo na soldagem de tubos com espessura superior a 6.4 mm (1/4 pol). Muitos procedimentos operacionais tem restringido a espessura segura de se soldar, sendo o limite normalmente empregado a espessura de 5 mm [8].

Por exemplo, de acordo com a norma N-2163 da Petrobrás [9], a soldagem em espessuras de 3 a 5 mm deve ser analisada caso a caso pelo setor responsável pela inspeção, requerendo uma aprovação especial. Ainda nestes casos recomenda-se:

- Uso da técnica de amanteigamento (para evitar a perfuração na soldagem circunferencial de calhas);
- O uso do passe de revenimento, para evitar trincas a frio;
- A execução por soldadores especialmente qualificados para este tipo de soldas;
- Utilizar passes corridos (sem tecimento);
- Garantir que durante a soldagem a temperatura interna do tubo não ultrapasse 980 °C;
- Adotar controles adicionais de aporte térmico máximo, corrente máxima de soldagem e redução de pressão, caso necessário.

Segundo essa mesma norma, a soldagem em operação em espessuras inferiores a 3mm não deve ser realizada.

### 3.1.2 Influência do Aporte de Calor na Perfuração

Com o aumento do aporte de calor aumenta a penetração do cordão de solda, o tamanho da ZTA e, conseqüentemente, aumenta a possibilidade de perfuração. A penetração do metal de solda e da ZTA são fundamentalmente controladas pelos seguintes fatores [10]:

- Aporte de calor. A rigor, entende-se por aporte de calor a parcela de calor do arco que é transferida para a peça sendo soldada. Pode ser calculado pela expressão:

$$Q = Ex\eta \quad (1)$$

Sendo:  $\eta$  é a eficiência térmica, que depende não só do processo, mas das condições específicas em que é aplicado;

E é a energia de soldagem que pode ser calculada com base nas condições de soldagem <sup>2</sup>;

- Processo de soldagem;
- No caso da soldagem com eletrodo revestido, o tipo de eletrodo pode influenciar a penetração;
- Manipulação do eletrodo, particularmente a velocidade de soldagem e

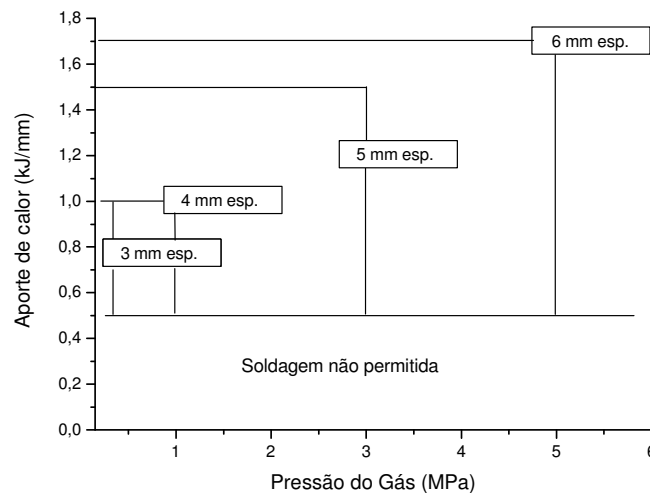
---

<sup>2</sup>  $E = 0,06x \frac{U}{v_s} x I$ , sendo: U a tensão de soldagem; I a corrente de soldagem e  $v_s$  a velocidade de soldagem.

Tanto Q como E são dados em termos de energia por unidade comprimento da solda. Apesar de seu amplo uso, ambos os termos são em geral designados na literatura em inglês de forma indiscriminada como “heat input”.

- Configuração da junta (solda de topo em chanfro ou solda em filete).

A figura 3.3 apresenta zonas seguras propostas por Grace [10], com relação à perfuração, para a soldagem de tubulações de aço API-5LX-60, em função da espessura do tubo e pressão. Da análise da figura, percebe-se que ao utilizar materiais com menores espessuras diminui-se a pressão interna e o aporte com os quais se pode soldar com segurança.



*Figura 3.3 – Zonas de trabalho seguras, dadas pela pressão interna e aporte de calor, para a soldagem de tubos de aço API-5LX-60 com várias espessuras de parede [10].*

Os processos de soldagem aplicados manualmente, apresentam uma menor uniformidade na velocidade de soldagem e, conseqüentemente, no aporte de calor. Este é um problema claro para procedimentos de soldagem cujo sucesso depende do uso de uma faixa estreita de aporte térmico [8]. A possibilidade de uso de processos automatizados, para um melhor controle do aporte térmico, foi sugerido por Cassie [apud 11] há mais de 20 anos. Além disso, ele pensou na possibilidade de se incorporar pré-aquecimento e pós-aquecimento junto com o sistema.

### 3.1.3 Influência do Pré-aquecimento na Perfuração

Cassie [apud, 8] considera que o pré-aquecimento não influi na perfuração. Wade [apud, 8] notou uma tendência de crescimento de um bojo localizado (deflexão da parede do tubo por



efeito da pressão) com o aumento do pré-aquecimento. Entretanto, para níveis normais de pré-aquecimento (por volta de 100° C) o efeito não é significativo.

### **3.1.4 Influência do diâmetro da tubulação na Perfuração**

Wade [apud, 8], considera que a pressão interna é o fator governante para a redução da resistência da tubulação e não a tensão circunferencial (que aumenta com o diâmetro). Pelo contrário, Bout & Gretsii [apud, 8] afirmam que o limite de perfuração deve ser estabelecido em termos da tensão circunferencial, o que implica na influência do diâmetro da tubulação. O item seguinte, que trata da pressão interna, esclarece ainda mais esses conceitos.

### **3.1.5 Influência da Pressão Interna**

Segundo os estudos do Instituto Battelle [2] e os ensaios realizados por Bruce [5], a pressão tem influência secundária em relação àquela da energia de soldagem. Por outro lado, Painter [8], afirma que pressão interna é reconhecida como um fator de influência na perfuração. Para demonstrar isso cita os estudos de Wade [apud, 8], o qual executou soldas de filete longitudinais num cilindro com 250 mm de diâmetro, pressurizado com nitrogênio. Por segurança, um sistema de soldagem mecanizado foi utilizado. Wade observou a ocorrência de uma deformação plástica significativa no local da solda, dando lugar à criação de um bojo. Como critério para o início da perfuração, estipulou uma deflexão da parede do tubo de 1 mm, na direção radial. Ele elaborou gráficos relacionando a pressão interna com a altura do bojo para certos valores de aporte de calor (figura 3.4), com intuito de determinar a pressão crítica para produzir perfuração com cada aporte de calor.

Na figura 3.5 são comparadas as pressões críticas previstas, usando gráficos como os da figura 3.4, e os experimentalmente obtidos por Wade.

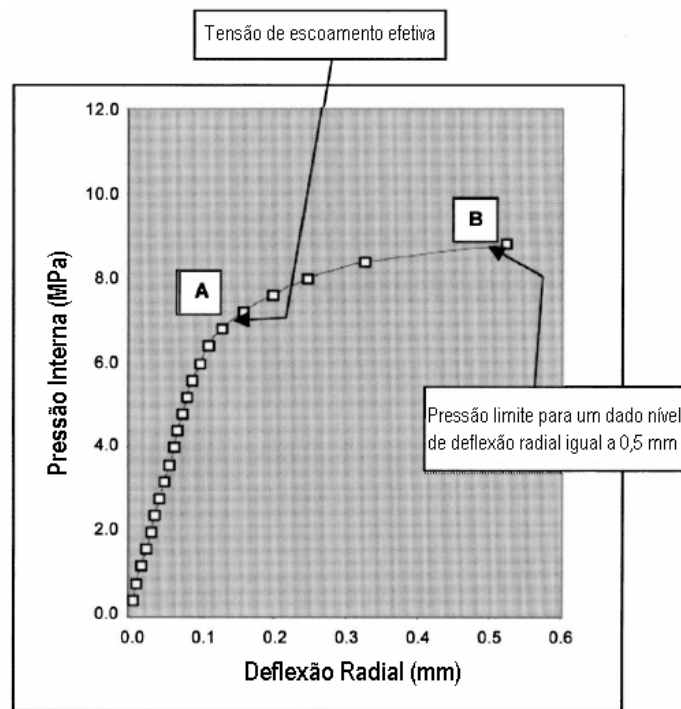


Figura 3.4 – Deflexão radial calculada versus pressão para uma soldagem em serviço com 0,75 kJ/mm diretamente num tubo de 3 mm de espessura de um aço X-70 [1].

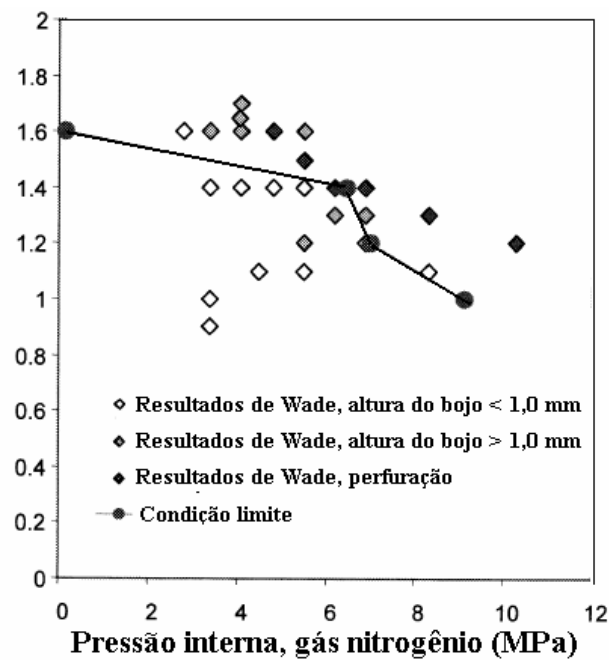


Figura 3.5 – Previsão das condições de falha para perfuração comparada com dados experimentais de Wade[1].

Segundo Bruce [6], é conhecido que na soldagem em operação a tensão induzida pela pressão interna tem pouco efeito no risco de perfuração, desde que a área aquecida pelo arco de

soldagem seja pequena. Em função disso, reduzir a pressão da tubulação durante a soldagem seria uma medida pouco efetiva na redução do risco de perfuração.

### **3.1.6 Influência da Direção de Soldagem**

A tensão circunferencial induzida pela pressão interna é duas vezes maior que a tensão axial. Portanto, soldas feitas na direção longitudinal são sujeitas ao dobro da tensão de soldas feitas na direção circunferencial. Essa influência da tensão na parede da tubulação pode se tornar significativa quando aumenta a área afetada pelo calor da soldagem, como ocorre quando se solda com altos níveis de energia e altas correntes. Para estes casos, a soldagem na direção circunferencial é mais segura [5].

### **3.1.7 Influência do Grau do Material**

O aço sofre uma elevada redução de sua resistência com o aumento de sua temperatura. Seu limite de resistência ao escoamento a temperaturas superiores a 800 °C é em torno de 4 a 10% do limite em temperatura ambiente. A resistência a altas temperaturas de um aço de grau elevado como o X70 não é significativamente maior que o aço de baixo grau. Então, apesar de que o aumento da resistência a temperatura ambiente permite usar tubos de parede mais fina, este aumento de resistência não está presente na região da ZTA próxima à poça de fusão durante a soldagem. Esta redução não proporcional na resistência é um fator adicional que aumenta o risco de perfuração com tubulação fabricada com aços X70 e X80 [8].

## **3.2 Trincas a Frio**

Em geral, apenas a ZTA endurecida é susceptível a trincas por hidrogênio, que ocorrem quando os seguintes quatro fatores estão presentes simultaneamente [5, 7, 8]:

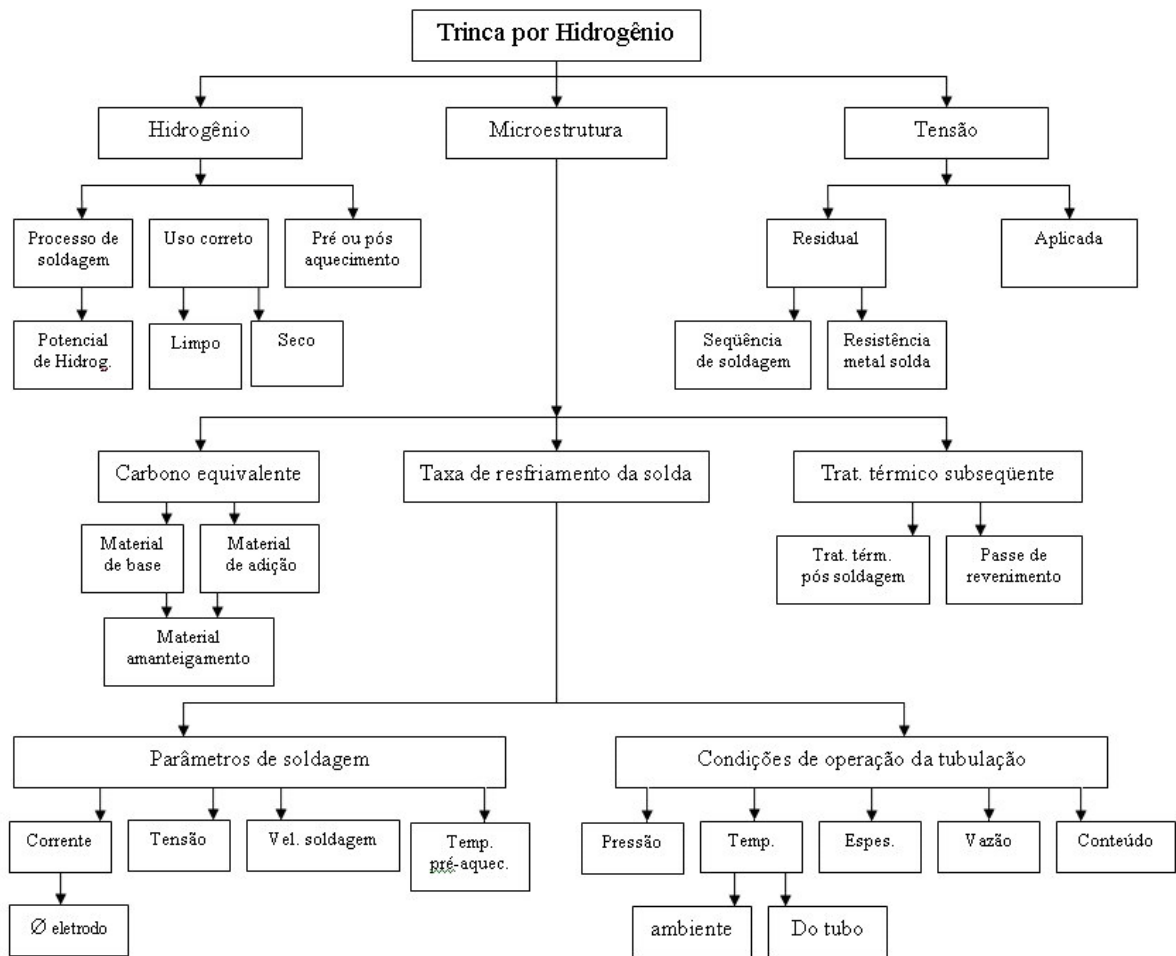
- a) teor elevado de hidrogênio na solda;
- b) tensões trativas elevadas, sejam elas produto da restrição e/ou das tensões térmicas desenvolvidas na soldagem; e
- c) microestrutura susceptível, tal como a martensita.
- d) temperatura abaixo de 200 °C.

As microestruturas são o resultado da combinação entre o valor de carbono equivalente e a taxa de resfriamento. As taxas de resfriamento são determinadas pela energia de soldagem e pelas condições de operação da tubulação. As condições de operação que influenciam a taxa

de resfriamento incluem temperatura ambiente, vazão na tubulação e espessura da tubulação [7].

A figura 3.6 apresenta os fatores que governam a ocorrência de trinca por hidrogênio. A medida mais fácil e efetiva para reduzir a susceptibilidade às trincas a frio é utilizar processos e consumíveis de soldagem que resultem num menor teor de hidrogênio difusível. Outra medida é aumentar o aporte térmico, com o qual se reduzem as velocidades de resfriamento e, com isso, a quantidade de martensita presente na zona termicamente afetada (ZTA). Porém, o uso de um aporte térmico maior entra em conflito com o requerimento de evitar a perfuração [4].

No que concerne à presença de martensita frágil, ela depende da velocidade de resfriamento, do carbono equivalente (que é um índice mediante o qual se avalia a temperabilidade) e do teor de carbono. Os aços API mais antigos, fabricados antes de 1985, podem apresentar teores de carbono de até 0,25 % e carbono equivalente até 0,50 %. Assim, dutos fabricados nesses materiais, particularmente aqueles com espessura superior a 10 mm, por conta da segregação, apresentam alta susceptibilidade às trincas por hidrogênio, geralmente na zona termicamente afetada. Por outro lado, os dutos mais recentes, mesmo possuindo teores de carbono e valores de carbonos equivalente inferiores aos dutos mais antigos quando possuem elevado limite de escoamento, como é o caso dos aços API X65, X70 e X80, podem também ser susceptíveis às trincas por hidrogênio, geralmente no metal de solda.



*Figura 3.6 – Relação dos fatores que governam a ocorrência da trinca por hidrogênio na soldagem realizada em operação [7].*

Para reduzir o risco de trinca por hidrogênio nos procedimentos de operação qualificados, em geral se utiliza energia suficientemente alta para contrabalançar o efeito da retirada de calor pelo fluxo do fluido interno. Em outros, se faz uso de uma seqüência de passes de revenimento. Isto porque, na maioria da vezes a capacidade do fluido remover calor da parede da tubulação torna impraticável a utilização de pré-aquecimento, que é uma medida muito utilizada na soldagem em condições de convecção natural do ar ambiente.

Muita atenção deve ser despendida para se prever uma forma de preenchimento adequada, de sorte que se evite a concentração de tensões na raiz da junta, por conta de descontinuidades geométricas.

Nas tubulações com espessuras menores que 6.4 mm o risco de perfuração deve ser considerado. A análise térmica deve ser usada para se determinar os limites admissíveis de

energia de soldagem para estas aplicações. Considerações adicionais também devem ser dadas para a soldagem em operação em tubulações ou reservatórios que contenham produtos que possam se tornar explosivamente instáveis sob ação do calor, ou que contenham produtos que afetarão o material da tubulação tornando-o susceptível à ignição, corrosão sob tensão ou fragilização [5].

### **3.3 Métodos para previsão da temperatura e taxas de resfriamento na soldagem em operação.**

É aceito que métodos numéricos têm muita utilidade na avaliação das condições de soldagem em operação em tubulações de alta pressão. Existe pouco material publicado acerca desta avaliação, do cálculo das condições de perfuração, usando a combinação de análise térmica e de tensão [12-16]. Embora esses métodos sejam úteis na previsão do aporte de calor requerido para uma dada situação de soldagem em operação, eles não substituem a qualificação do procedimento de soldagem [5].

#### **3.3.1 Modelo do Instituto Battelle**

O maior avanço na tecnologia de soldagem em operação foi o desenvolvimento pelo Instituto Battelle, no começo dos anos 80, de um modelo de análise térmica para prever a perfuração e o risco de trincas por hidrogênio em soldagens em operação. O modelo usa soluções numéricas bidimensionais para a transferência de calor, com o intuito de prever a temperatura na superfície interna do tubo e as velocidades de resfriamento de soldas de filete de passe único na extremidade de uma calha de reforço ou na interseção entre uma conexão e o tubo principal.

#### **3.3.2 O programa Battelle – Simulação numérica de soldagem em operação**

O modelo original do Battelle foi desenvolvido para computadores de grande porte (main-frames) e, em função disso, foi utilizado somente por poucas empresas. Para simplificar o uso do modelo original, a Columbia Gas desenvolveu um compêndio de resultados na forma de tabelas e gráficos. A partir de 1989, o Instituto Battelle e o EWI trabalharam juntos para aperfeiçoar o modelo, fazendo ensaios de validação e adaptando-o de modo a permitir seu uso em microcomputadores.

O programa do Battelle usa uma aproximação 2D para os principais tipos de soldagem em operação. Esta é uma simplificação razoável para uma soldagem circunferencial de filete, mas pode ser menos satisfatória para a soldagem direta de conexões, onde a posição de soldagem e a geometria da junta variam ao longo da soldagem.

A análise térmica do Battelle considera a transferência de calor por condução e usa um fluxo de calor distribuído para representar o arco de soldagem. A precisão obtida na estimativa da temperatura na região próxima ao cordão é fortemente dependente da forma pela qual a distribuição de energia do arco é descrita.

A dureza da ZTA é, então, estimada através da taxa de resfriamento e do carbono equivalente dos aços. Durezas abaixo de 350 HVN são consideradas como tendo um baixo potencial de trincamento. Entretanto, cuidados devem ser tomados com relação à fórmula do carbono equivalente e ao limite de dureza utilizados no programa do Battelle. Este usa a fórmula do IIW, a qual não representa verdadeiramente a capacidade de endurecimento de modernos aços de alta resistência. Kiefner & Fischer [apud, 8] recomendam que os resultados do programa do Battelle sejam unicamente utilizados para aços com graus iguais ou superiores ao API-5LX-52.

Os experimentos realizados no Instituto Battelle mostraram que ao usar eletrodos básicos também se reduz significativamente o risco de trincas a frio. Antigamente, para a soldagem em operação eram utilizados eletrodos celulósicos para depositar o passe de raiz, e um número significativo de incidentes ocorreram como resultado disso, dada a grande penetração que se tem com este tipo de eletrodo e também os altos níveis de hidrogênio difusível que o mesmo induz [11].

Além de servir para a previsão da taxa de resfriamento da solda e da dureza da ZTA, o modelo do Battelle também serve para avaliar o risco de perfuração. A aproximação é baseada na observação experimental de que a perfuração apenas acontece quando a máxima temperatura da parede interna do tubo excede 1260 °C. Porém, é adicionado um fator de segurança e os limites de temperatura admissíveis caem para de 980°C para eletrodos de baixo hidrogênio (básicos) e 870 °C para celulósicos [apud, 8].

Segundo os resultados do Battelle [apud, 4], é improvável que ocorra perfuração quando a espessura do tubo é igual ou superior a 1/4" (6,4 mm), desde que sejam utilizados eletrodos

revestidos do tipo básico e adotadas práticas de soldagem adequadas. Isso porque o efeito da pressão interna do fluido sobre o risco de perfuração seria secundário, dado que o tamanho da área aquecida é pequeno. A tensão circunferencial (*hoop stress*) na parede do tubo poderia se redistribuir ao redor da pequena área aquecida pelo arco, da mesma forma que o faz ao redor de um pite de corrosão isolado.

Segundo Bruce e Dorling [17], a experiência tem demonstrado que este conceito é verdadeiro para peças de grande espessura (acima de 7 mm), mas pode não sê-lo para pequenas espessuras (abaixo de 5 mm).

### 3.3.3 Método do EWI

Um método alternativo para prever os níveis de aporte térmico necessários foi desenvolvido ao mesmo tempo no EWI, mediante uma técnica simples para medir a capacidade do fluido para remover calor da solda. Consiste em aquecer uma área de duas polegadas de diâmetro com um maçarico até temperaturas de 300 a 325 °C. O tempo requerido para essa região resfriar de 250 a 100 °C serve para avaliar a “capacidade de escoamento térmico” (*heat sink capacity*), que é usada para prever as velocidades de resfriamento mediante relações empíricas que foram desenvolvidas a partir de experimentos. A figura 3.7 apresenta as curvas com a correlação dos valores de  $\Delta t_{250-100}$  e  $\Delta t_{800-500}$  para uma determinada condição. Com esses dois métodos (numérico e experimental), a velocidade de resfriamento é obtida como uma função da energia de soldagem e de um certo conjunto de condições de operação da tubulação. Os limites na velocidade de resfriamento são estabelecidos usando correlações empíricas entre esta, a dureza máxima admissível na ZTA e o carbono equivalente do material da tubulação [2].



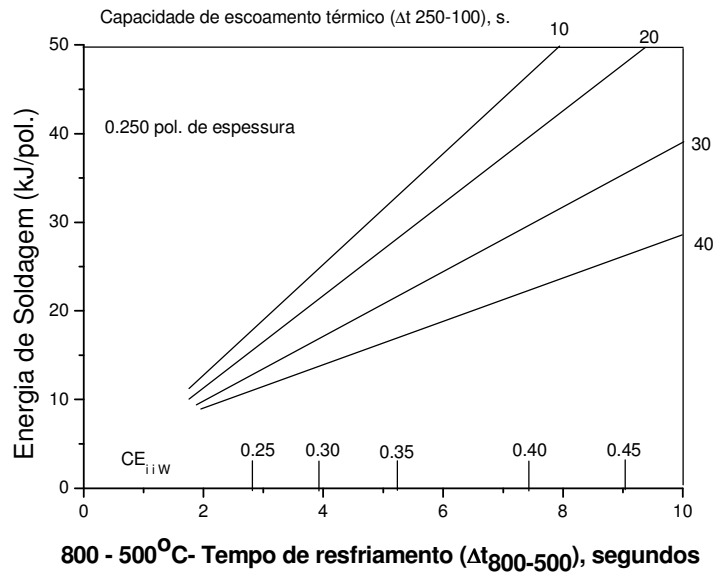


Figura 3.7 – Exemplo de uma correlação entre os valores  $\Delta t_{250-100}$  medidos e  $\Delta t_{800-500}$  previstos para uma determinada condição [2].

### 3.3.4 Modelo do PRCI- Pipeline Research Council

O modelo desenvolvido pelo PRCI (*Pipeline Research Council International*) tentou resolver as limitações do programa do Battelle [17]. A capacidade de geração da malha de elementos finitos inclui geometrias tais como uma conexão (*branch*), calha de reforço e simples deposição de cordão sobre tubo. Os valores de capacidade térmica (representados pelo tempo de resfriamento entre 250 e 100 °C) também podem ser previstos, de modo a permitir sua comparação com os valores medidos em campo. O risco de trincas a frio é avaliado com base no tempo de resfriamento  $\Delta t_{8/5}$  e a composição química do material, com os quais se prevê a dureza da ZTA usando as fórmulas de Yurioka para a previsão da dureza na ZTA [15]. O nível de dureza acima do qual pode-se esperar que ocorram trincas a frio depende do carbono equivalente do material, do nível de hidrogênio da solda, da restrição local imposta à solda e dos limites de escoamento do metal de base e do metal de solda. A figura 3.8 a seguir mostra algumas destas relações.

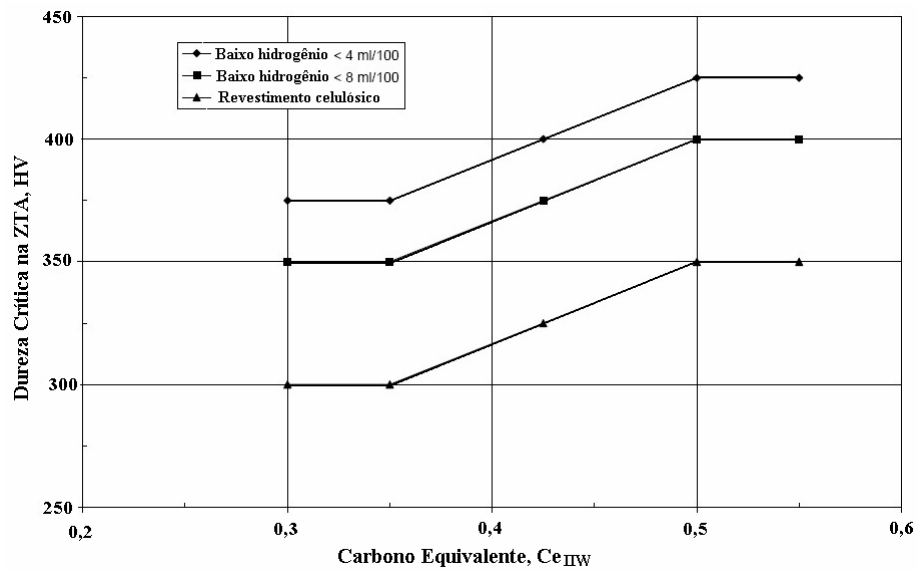


Figura 3.8 – Dureza crítica para a soldagem em operação vs. Carbono equivalente (CE) e nível de hidrogênio da solda [17].

Segundo consta no manual de usuário do programa do PRCI [17], o modelo do Battelle tem algumas limitações:

- Primeiro, a malha de elementos finitos usada no modelo tem uma quantidade fixa de elementos, de modo que quando a espessura do tubo é maior que 12,7 mm (1/2 “), a malha se torna inaceitavelmente grosseira. Uma malha grosseira produziria resultados muito conservativos na previsão do risco de trincas a frio, pois as velocidades de resfriamento estimadas seriam menores que as reais. Por outro lado, como o risco de perfuração para espessuras acima de 12,7 mm é desprezível, isso não limita a capacidade do modelo para prever o risco de perfuração.
- A segunda limitação do modelo do Battelle é o modo em que o risco de trincas por hidrogênio é previsto, utilizando um valor fixo de 350 HV como limite admissível para a dureza da ZTA. Esse valor pode ser muito conservativo para alguns tipos de aços, e pouco conservativo para outros, principalmente para os aços mais modernos, que apresentam elevados limites de escoamento (como, por exemplo, o X80 e outros de maior resistência) [17].

### 3.4 Previsão das condições de perfuração

#### 3.4.1 Modelo de Sabapathy et al.

Sabapathy *et al.* [16] aplicaram o método de elementos finitos tri-dimensional para determinar o campo de temperaturas em regime estável, isto é, quando já foram atingidas as temperaturas máximas e é mais provável que ocorra perfuração. Mediante uma análise termo-elasto-plástica, determinaram como varia a deflexão do material no sentido radial ao aumentar a pressão do fluido dentro do tubo.

O modelamento para previsão da perfuração pode ser demonstrado considerando um caso extremo de soldagem diretamente na parede do tubo pressurizado. Esta abordagem usa uma análise termo-elasto-plástica completa, mas algumas aproximações são implementadas de sorte a reduzir a complexidade do problema e encontrar uma solução num tempo computacional razoavelmente pequeno [1].

A perfuração depende claramente da redução local da resistência do material na região da poça de fusão. Este método tenta calcular a resistência efetiva da espessura de parede naquela região [16]. Por exemplo, a partir da distribuição de temperaturas na região da solda, como ilustrado na figura 3.9. pode se calcular a tensão de escoamento local a elevadas temperaturas ao longo da seção A-A, determinando assim a distribuição de tensão de escoamento ao longo dessa linha. A resistência do material é então representada pela substituição da linha original por uma nova linha com espessura efetiva  $t_{eff}$ , a qual tem um valor constante de tensão de escoamento que corresponde àquele do material à temperatura ambiente. Então, o valor de  $t_{eff}$  é calculado usando a expressão (2):

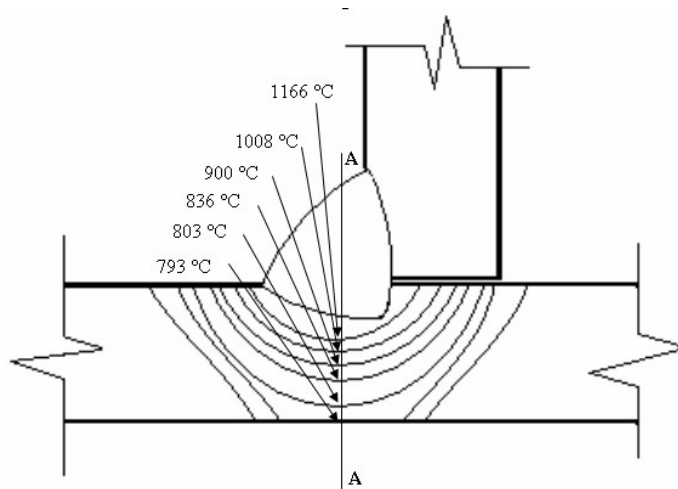
$$t_{eff} = \frac{\sum_{ri}^{ro} \sigma_{yr} dr}{\sigma_{y0}} \quad (2)$$

Sendo:  $\sigma_{yr}$  – é a tensão de escoamento num dado raio e temperatura;

$\sigma_{y0}$  – é a tensão de escoamento à temperatura ambiente;

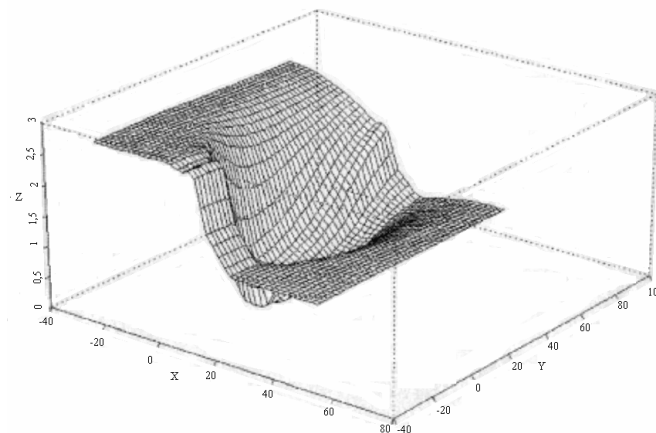
$r_i$  – raio interno da tubulação;

$r_o$  – raio externo.



*Figura 3.9 - Exemplo de campo de temperaturas região da solda, estimado conforme modelo de Santos [13].*

A redução na resistência pode ser, então, representada por uma efetiva redução na espessura do tubo mantendo a tensão de escoamento original uniforme, conforme está ilustrado na figura 3.10.



*Figura 3.10 - A cavidade efetiva calculada na parede do tubo representa a perda de resistência durante a soldagem em operação [1].*

O impacto da cavidade na parede do tubo na sua resistência pode ser calculado, por exemplo, com o procedimento especificado na *Australian Pipe Standard 2885* [18] para a avaliação de cavidades de corrosão. Esta abordagem permite o cálculo da máxima pressão interna que pode suportar um tubo com uma cavidade específica [1].

### 3.4.2 Modelo de Bang et al.

Num trabalho mais recente Bang *et al.* [12] apresentaram um método para a previsão da perfuração na soldagem circunferencial de calhas. Foi utilizado um modelo de elementos finitos bi-dimensional axi-simétrico (isto é, supondo que o cordão de solda é depositado ao mesmo tempo em toda a circunferência do tubo) para calcular a distribuição de temperaturas, máxima dureza na ZTA, a distribuição da tensão residual e daí a deformação plástica durante a soldagem multipasse. Para confirmar a validade do método, os autores realizaram soldagens de calhas em tubos de aço API 5LX 65 de 14,3 mm de espessura, com pressão interna. Segundo os autores, quando a deformação ultrapassa a capacidade do material para deformar (valor que está relacionado com o alongamento percentual do material obtido no ensaio de tração), ocorre a perfuração. Não pode ser afirmado nada sobre a precisão deste método, pois foi aplicado a espessuras de 14,3 mm, nas quais na prática não ocorre perfuração.

### 3.5 Campo de aplicação do processo de soldagem em operação

Segundo a norma N-2163 da Petrobrás [9], a soldagem em operação de equipamentos, tubulações e dutos contendo hidrocarbonetos (tais como gás natural, petróleo, óleo diesel, propano, nafta, gasolina, GLP), álcool anidro e hidratado, pode ser realizada na maioria das situações comumente encontradas em refinarias, terminais de armazenamento e dutos.

Não é permitida a trepanação ou soldagem em linhas ou equipamentos em operação que sejam cladeados ou revestidos com os seguintes materiais: vidro, chumbo, material refratário, plástico ou fitas (de polietileno), revestidos internamente com pintura ou com tratamento superficial (exemplo: galvanização, aluminização, etc.), exceto se especificamente autorizado por procedimentos específicos e após uma avaliação técnica do setor de inspeção [9].

Trabalhos de soldagem não devem ser permitidos em equipamentos, tubulações e dutos em operação contendo quaisquer um dos seguintes produtos:

- Oxigênio e misturas de vapores de hidrocarboneto com oxigênio e hidrocarboneto com ar;
- Ar comprimido, exceto quando isento de substâncias inflamáveis e combustíveis, como resíduos de óleos lubrificantes;
- Peróxidos, cloro ou outras substâncias químicas que possam se decompor violentamente ou se tornar perigosas com o calor da soldagem;

- Substâncias cáusticas, aminas, nitratos e ácidos, por exemplo: ácido fluorídrico, se as concentrações e temperaturas previstas pelo projeto forem tais que as especificações de fabricação exijam tratamento térmico pós-soldagem, ou pela elevação da potencial de corrosão sob tensão do fluido em função da temperatura alcançada internamente devido à soldagem;
- Linha com hidrocarbonetos contendo  $H_2S$ , a menos que analisado pela área de inspeção, sendo necessário ainda que o procedimento de soldagem utilizado garanta os limites de dureza máxima na junta soldada de 22 HRC (237 HB), caso contrário, a conexão deve ser considerada como provisória;
- Linhas com suspeita de contaminação por hidrogênio;

Os seguintes trabalhos só podem ser permitidos quando se observam as restrições descritas:

- Acetileno, etileno, benzeno e outros hidrocarbonetos insaturados, ou mesmo polímeros que possam sofrer decomposição exotérmica e espontânea sob certas combinações de pressão e temperatura, devendo ser avaliado pelos setores de inspeção, operação e segurança;
- Hidrogênio, a menos que seja procedida uma criteriosa verificação pela área de inspeção das condições de projeto e do material;
- Linhas sob vácuo ou pressão menor que a atmosférica, a menos que uma avaliação seja conduzida pelos setores de inspeção e de engenharia, de modo que se determine um procedimento operacional seguro;
- Linhas com vapor d'água acima de 300 °C ou com pressão acima de 20 kgf/cm<sup>2</sup>, salvo casos em que haja análise específica pelos setores de inspeção, operação e segurança.

### **3.6 Métodos de Qualificação de Procedimentos de Soldagem**

Todos os métodos descritos nos itens 3.3 e 3.4 tem como objetivo estabelecer condições de soldagem seguras. Entretanto, como eles não garantem que as condições estipuladas possam ser aplicadas em campo e com resultados satisfatórios, os procedimentos de soldagem elaborados com base nesses métodos devem ser qualificados em condições de reparo simuladas. A partir de 1993, o EWI executou um projeto [apud, 2] para desenvolver um método simples de qualificação de procedimentos que permita simular as condições térmicas experimentadas quando da soldagem em operação na tubulação.

O objetivo de qualificar um procedimento de soldagem é demonstrar que com o mesmo se podem produzir soldas adequadas sob condições de produção. O objetivo da qualificação do soldador é verificar se ele é capaz de executar um procedimento qualificado sob condições de produção. Certamente não é representativo qualificar procedimentos e soldadores para soldagem em operação usando um trecho de tubo contendo ar. Sem a simulação da capacidade da tubulação em operação remover calor da parede do tubo, a taxa de resfriamento resulta menor que a real.

Existem diversas abordagens para a qualificação de procedimentos de soldagem e de soldadores, com as condições térmicas experimentadas na execução de uma soldagem em operação. O fluido a alta pressão pode ser direcionado para um circuito em paralelo, dentro do qual, uma seção de tubulação é utilizada para os testes de qualificação. Também pode ser usado um líquido representativo (óleo cru, óleo combustível, etc) ou água circulando em baixa pressão enquanto os testes de qualificação são executados. Os resultados do trabalho desenvolvido pelo EWI mostram que o uso de água com uma vazão razoável é mais severo em relação à taxa de resfriamento que a maioria dos hidrocarbonetos líquidos ou gasosos em alta pressão. O uso da água também reduz as complicações associadas com o manuseio de fluidos perigosos. Os resultados também mostram que o uso de óleo de motor com uma vazão média é apropriado para condições menos severas (por exemplo, gás natural operando a baixas vazões e pressões num tubo de parede fina). Os dados experimentais podem ser usados para se estabelecer as condições limite de fluxo para procedimentos qualificados, com base nas condições em que os testes de qualificação foram realizados.

### **3.7 Variáveis Essenciais**

A décima nona edição da norma API 1104 [5] inclui um novo apêndice— o B—, que trata de soldagem em operação, com o objetivo de substituir a norma API 1107. O Apêndice B tem a intenção de refletir os avanços tecnológicos que têm sido feitos no campo da soldagem em operação. As primeiras características deste apêndice são uma seção de atualização dos conhecimentos e/ou de requisitos adicionais, muitos dos quais pertencem à qualificação de procedimentos e de soldadores, que deveriam ser aplicados à soldagem em operação.

Conforme definido no Apêndice B da norma API 1104 [5], nos itens seguintes são descritas as variáveis essenciais. Variável essencial é toda aquela que se for modificada acima de um determinado limite em relação a um procedimento qualificado, fará necessário o uso de outro

procedimento qualificado, que atenda às condições que efetivamente vão ser usadas na soldagem.

### **3.7.1 Materiais da tubulação e acessórios**

Além da tensão de escoamento, a faixa (grupo) de carbono equivalente do material para o qual o procedimento se aplica deverá ser identificada e é uma variável essencial. Esta provisão foi incluída porque a susceptibilidade à trinca por hidrogênio tem uma relação mais direta com o carbono equivalente do que com sua resistência mecânica, e para um certo tipo de aço o nível de carbono equivalente pode variar largamente, dependendo do fabricante. Por exemplo, um aço API 5LX-52 que tem sido tratado termomecanicamente pode ter um baixo valor de carbono equivalente (e, conseqüentemente, ter baixa susceptibilidade à trinca por hidrogênio); ao passo que, a maioria dos aços X-52 produzidos na década de 50 tinha um carbono equivalente alto.

### **3.7.2 Condições de Operação da Tubulação**

As condições de operação devem ser especificadas e, quando possível, agrupadas. Para a soldagem em operação, um incremento na severidade das condições operacionais (em termos de taxa de resfriamento) acima do grupo qualificado constitui uma variável essencial.

Deve-se conhecer a máxima pressão de operação ou a máxima pressão admissível. Outras características que podem afetar a decisão do reparo incluem a faixa e frequência de flutuação da pressão, temperaturas extremas de operação, tipo de fluido e sua vazão no momento do reparo [19].

Para a qualificação de procedimentos e de soldadores, o apêndice indica que as condições de operação da tubulação que afetam a capacidade de remoção de calor da parede da tubulação devem ser simuladas nos testes.

### **3.7.3 Seqüência de Soldagem**

Para procedimentos em que é definido o uso de uma seqüência apropriada de passes de soldagem (procedimento de passe de revenimento) com a intenção de contrabalançar o efeito do fluxo interno de material transportado, a seqüência de soldagem requerida deve ser especificada e constitui uma variável essencial [5].



### 3.7.4 Faixa de Aporte de Calor

Para procedimentos em que é indicado o uso de um nível de aporte de calor suficientemente alto (procedimento de controle de aporte de calor<sup>3</sup>) com a intenção de contrabalançar o efeito do fluxo interno de material, o aporte de calor requerido deve ser especificado e constitui uma variável essencial [20].

### 3.7.5 Considerações adicionais

Segundo a norma N-2163 da Petrobrás [9], além daquelas definidas acima, são também variáveis essenciais: o processo de soldagem, a configuração da junta, a composição química do material (mudanças maiores que 0,01 no  $CE_{IIW}$ ), o diâmetro e espessura da tubulação/conexão (classificados em grupos), o diâmetro e tipo de consumível de soldagem, os gases de proteção e sua vazão, as características elétricas do processo, a direção de soldagem, o número de soldadores executando simultaneamente a solda, as temperaturas de pré-aquecimento e inter-passe, o tipo de fluido que circula dentro do tubo, as temperaturas do fluido e da tubulação, as posições da tubulação/conexão (qualquer mudança superior a 20 °), e o aporte térmico da soldagem (mudanças superiores a 10%).

## 3.8 Variáveis não essenciais

### 3.8.1 Espessura da Tubulação

Para soldas de filete, a espessura da tubulação não é uma variável essencial [5]. Com relação à soldagem de conexões diretamente na tubulação a norma não menciona se a espessura é ou não uma variável essencial.

A espessura da tubulação não é um parâmetro que pode ser modificado para uma condição de soldagem em operação. A espessura deverá ser verificada, usando um método apropriado, que pode ser a medição por ultra-som, pois pode haver diferenças entre a espessura nominal e a real, que poderiam ser causadas, por exemplo, por corrosão. Uma medição de espessura por ultra-som pode ser usada para verificar se existem defeitos como, por exemplo, delaminação [4].

---

<sup>3</sup> Por se tratar de descrição de normas, foi utilizada a terminologia original, embora com o termo “aporte térmico” queira significar, na verdade a energia de soldagem, sem evidenciar a eficiência térmica do processo.

Outras informações importantes, mas que também não constituem variáveis essenciais, são:

- a) A resistência ao escoamento, para soldas de filete;
- b) A temperatura de transição dúctil – frágil, a energia de impacto *Charpy*.
- c) O histórico de vazamentos, defeitos e reparos pode ser útil. Quanto mais informação estiver disponível, mais segura será a escolha do método a ser utilizar para realizar o reparo [19].

### 3.9 Processos Utilizados em Soldagens em Operação

O processo por eletrodos revestidos é aplicado de forma totalmente manual e, conseqüentemente, a penetração e o aporte de calor dependem, em grande parte, da habilidade do soldador. Wade [apud, 8] recomenda que sejam especificados eletrodos capazes de soldarem suavemente e produzirem penetração uniforme ao longo do cordão de solda. Ele também recomenda que as soldas de filete tenham pernas iguais, que o tecimento seja minimizado e que uma seqüência planejada de cordões curtos seja usada para diminuir a temperatura da peça à frente do arco de solda. Phelps *et al.* [apud, 8] observaram que a penetração foi maior na posição 6h, durante a soldagem na posição vertical descendente.

Segundo Bruce [2], o processo de soldagem mais utilizado para soldagem em operação é o eletrodo revestido, cuja produtividade é baixa. Esse processo normalmente é aplicado com eletrodos de baixo hidrogênio (tipo EXX-18). Outro processo utilizado, embora com muito menor freqüência, é o processo MIG/MAG. As limitações do seu uso residem na elevada energia de soldagem (que aumenta o risco de perfuração) e a susceptibilidade à falta de fusão. O uso de variações destes dois processos, ou de processos totalmente diferentes, pode ter vantagens para algumas aplicações de soldagem em operação. Por exemplo, arame tubular autoprotetido tem a vantagem da alta produtividade, baixo hidrogênio, sem a necessidade de gases de proteção. O uso de fontes de soldagem mais modernas pode ser capaz de superar as dificuldades associadas ao processo MIG/MAG. Além disso, com este processo se pode realizar reparos ou modificações com alta produtividade e possibilitaria a aplicação da soldagem de forma automatizada<sup>4</sup>. Um dos principais benefícios da mecanização<sup>5</sup>, além do

---

<sup>4</sup> Um processo de soldagem é considerado automatizado quando sua execução dispensa a interferência humana. Uma vez ajustado ele será executado com certa capacidade de auto ajuste. Um exemplo clássico é a aplicação do processo MIG/MAG manipulado por um robô.

aumento de produtividade, é que a energia de soldagem pode ser controlada de forma mais precisa. Aplicações onde o controle acurado do aporte de calor é requerido incluem combinações das condições de material / espessura de parede / condições de fluxo onde um aporte de calor que poderia causar a perfuração não está muito distante da mínima energia admissível que previne o acontecimento de trinca por hidrogênio [4].

Por sua natureza, processos de soldagem manuais têm velocidades de soldagem mais variáveis de modo que o valor local da energia de soldagem pode variar consideravelmente ao longo do cordão de solda. Apesar de não existirem tentativas de quantificar este efeito, pode ser necessário levá-lo em conta quando da utilização de resultados, uma vez que os limites de energia foram obtidos a partir de experimentos realizados com sistemas mecanizados. Por exemplo, nos experimentos realizados por Bruce [4] foi utilizado um sistema mecanizado para realizar o deslocamento do eletrodo ao longo da direção de soldagem. Isto garante uma velocidade de soldagem bastante uniforme.

### 3.9.1 Características do processo TIG

No processo de soldagem TIG (*Tungsten Inert Gas*) o arco voltaico é estabelecido entre um eletrodo permanente (isto é, não consumível) e a peça, sob uma cortina de gás ou mistura gasosa ionizável, que tem a função principal de proteger a ponta aquecida do eletrodo, a poça fundida e o metal em solidificação da contaminação pelo ar. Este gás é geralmente inerte, mas também pode consistir de uma mistura não completamente inerte e, por isso, a denominação da AWS para o processo é GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) [21, 22].

O processo TIG possui características típicas que lhe conferem um elevado nível de qualidade, como ausência de defeitos (como falta de fusão e de penetração, porosidade, etc.), graças à eficácia da proteção por gás inerte.

O reparo por deposição de solda é geralmente realizado pelo processo eletrodo revestido - ER. Porém, o processo ER não apresenta valores tão baixos de contaminação da solda com hidrogênio como ocorre no processo TIG (veja a figura 3.11). Isto acontece mesmo quando se

---

<sup>5</sup> Um processo de soldagem é considerado mecanizado quando ao mesmo se atribui uma característica de aplicação com auxílio de um mecanismo que lhe confira capacidade de deslocamento. Um bom exemplo é a soldagem com o processo arco submerso com sistema de deslocamento da tocha.

tomam cuidados especiais na seleção e no armazenamento dos eletrodos para reduzir a presença de hidrogênio difusível na solda.

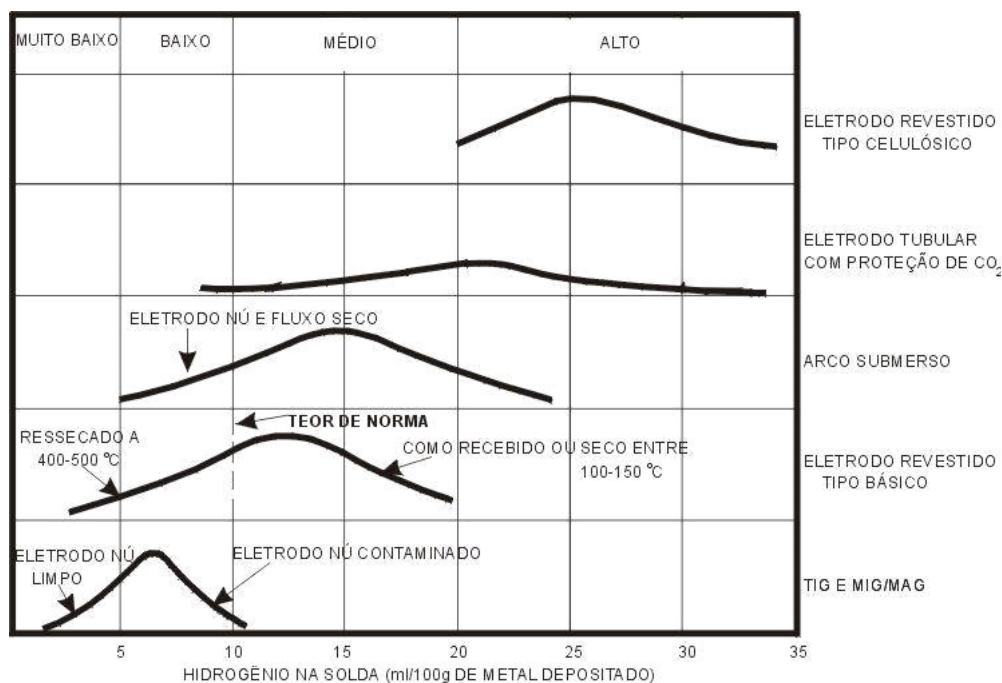


Figura 3.11 – Teores típicos de hidrogênio difusível no metal de solda, para diversos processos [23 ].

Além do processo TIG resultar em níveis de hidrogênio na solda menores do que no processo ER, o processo TIG é preferido em soldagens de peças finas porque pode-se soldar com pequenas correntes e é possível controlar a energia de soldagem e a adição de material de forma independente. O arco neste processo é estável, pois durante a soldagem não ocorrem curtos-circuitos.

#### a) Soldagem TIG com Corrente Constante

Na maioria das situações a soldagem TIG é aplicada com corrente contínua com polaridade direta (CC-), pois assim a maior parte do calor gerado vai para a peça, ao mesmo tempo que se diminui o desgaste do eletrodo. Além disso, de forma geral a intensidade da corrente tem valor constante.

#### 3.9.2 Soldagem TIG com Corrente Contínua Pulsada [21]

Na soldagem com essa forma de onda, um pulso de corrente é aplicado para produzir uma poça fundida, e a seguir aplica-se a corrente de base, com uma magnitude apenas suficiente para manter o arco elétrico aceso, de modo a permitir o resfriamento da poça recém formada.

Desta forma, a solda avança como uma série de pequenas poças solidificadas, cuja sobreposição deve ser de 60 a 80 %, aproximadamente.

O processo produz então uma “pulsção térmica”, que apresenta vantagens, particularmente no sentido de manter a repetibilidade da penetração do cordão, ainda que existam variações substanciais no escoamento térmico, tais como as encontradas:

- na soldagem de peças de diferentes espessuras entre si (até diferenças da ordem de 10:1);
- quando há tendência ao aquecimento significativo das peças por efeito do calor aportado na soldagem. Este é o caso, por exemplo, da soldagem circunferencial de tubos ou a soldagem de chapas finas.

Quando é usada corrente contínua de valor constante, a penetração é grandemente influenciada pelas condições de fluxo de calor na peça. Por exemplo, ao aumentar a espessura da peça é esperada uma redução da penetração. Contrário a isso, na soldagem com corrente pulsada a penetração é influenciada somente pelo valor da corrente de pulso e, em menor grau, pelo tempo de pulso, de forma que ela praticamente não varia com a espessura das peças.

### **3.9.3 Soldagem TIG com Alimentação Mecanizada de Arame**

A soldagem com o processo TIG alimentado possibilita uma maior produção (massa de material depositado por unidade de tempo), além de manter uma maior regularidade da taxa de fusão do arame, permitindo assim maior controle dos parâmetros de soldagem. Outro fator não menos importante é que se eliminam as variações devidas ao soldador, garantindo-se ainda mais a repetibilidade e confiabilidade dos resultados.

O processo TIG com alimentação mecanizada de arame é indicado para diversas aplicações, tais como soldas críticas em vasos de pressão, soldas em equipamentos para operação criogênica, passe de raiz em soldas de membros estruturais altamente críticos, soldagem de tubos de aço carbono para construção de plataformas de petróleo, dentre outras [21].

A soldagem TIG com alimentação de arame é possível de duas formas, com arame frio (à temperatura ambiente) e com arame pré-aquecido. Este último tem a vantagem de aumentar a

produção do processo, uma vez que com o arame pré-aquecido necessita-se de menos energia do arco para se conseguir a fusão do arame [24].

Segundo os resultados obtidos por Delgado [24], o processo TIG com alimentação de arame resulta em taxas de deposição tão altas quanto aquelas obtidas com o processo MIG/MAG, quando comparados com os mesmos níveis de potência do arco. Isso significa que ao alimentar o arame a uma velocidade adequada, consegue-se otimizar o uso do calor fornecido pelo arco para produzir a fusão do arame. Também significa que a eficiência térmica do processo não é muito menor que aquela do processo MIG, contrário ao normalmente afirmado na literatura, em que são citados valores de eficiência menores que 60% para o processo TIG [25].

Por outro lado, comparar os processos TIG e MIG para a mesma potência do arco, significa usar no TIG uma corrente maior que no MIG, dado que a tensão do arco é menor. Se a comparação for feita para iguais valores de corrente, o processo TIG, sem dúvidas, resulta numa menor produção que o MIG.

No seu trabalho Delgado [24] utilizou um método para avaliar o desempenho do processo TIG, através do estudo da estabilidade do arco voltaico a partir de suas características dinâmicas, analisando o comportamento da tensão ao longo do tempo. Assim, ele verificou que a velocidade ideal de alimentação do arame ocorre quando se consegue manter uma tensão estável no arco, como mostrado na figura 3.12. Em contrapartida, quando o arame é alimentado com velocidades muito baixas, nota-se um ruído característico da instabilidade do arco voltaico e percebe-se visualmente que o arame não flui continuamente até a poça de fusão. O oscilograma correspondente é apresentado na figura 3.13. Por outro lado, quando o arame é alimentado com velocidades bastante superiores à ideal, observa-se nitidamente sucessivos impactos do arame, ainda no estado sólido, com a peça. Isto se traduz em sucessivos trancamentos do arame, podendo até interromper a operação do processo devido ao enrolamento do arame dentro do conduíte do cabeçote alimentador [24]. O respectivo oscilograma de tensão é apresentado na figura 3.14.

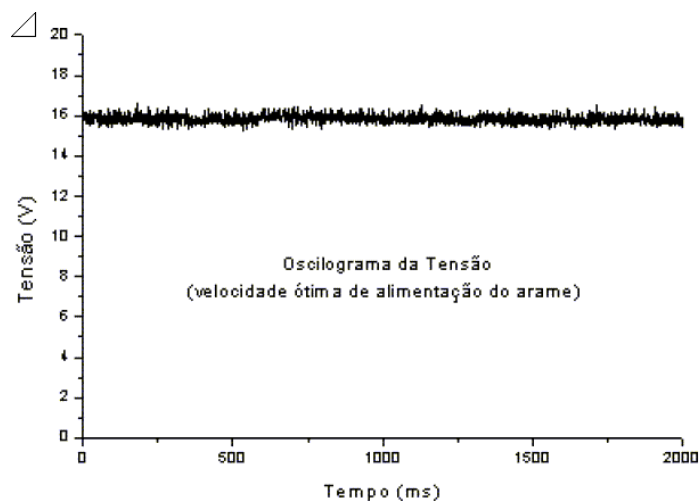


Figura 3.12 – Oscilogramas de tensão na condição de arco estável, [24].

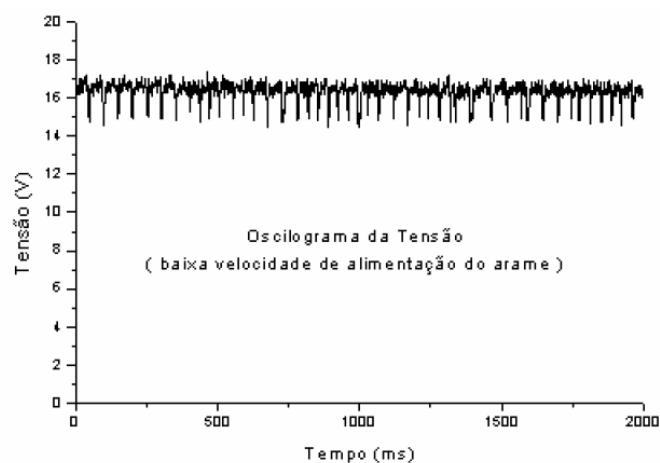


Figura 3.13 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação de alimentação insuficiente de arame [24].

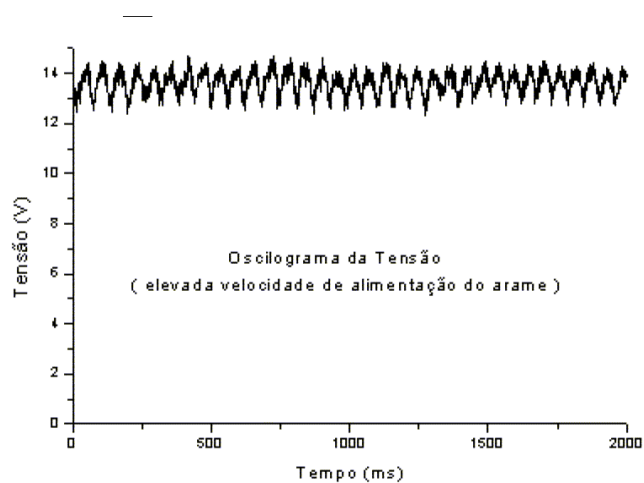


Figura 3.14 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação excessiva de arame, [24].

### 3.10 Soluções para a Transferência de Calor em Soldagem

Em relação aos métodos para a previsão do campo de temperaturas e ciclos térmicos na soldagem a arco, Santos et al [13] desenvolveram um modelo analítico tridimensional que é um aprimoramento daquele originalmente proposto por Boo e Choo [14]. O modelo considera a fonte de calor distribuída e as perdas de calor por convecção e radiação (diferentes em cada superfície da parede que está sendo soldada) e pode lidar com fontes de energia pulsadas, como aquelas utilizadas nos processos TIG e plasma. Os coeficientes utilizados no modelo, especificamente os valores do parâmetro de distribuição de fluxo de calor da fonte ( $\sigma$ ) e da eficiência térmica ( $\eta$ ), podem ser calibrados com base nas dimensões da ZTA observadas em macrografias da seção transversal à solda. As vantagens de um modelo analítico, em relação a um numérico, são a facilidade de implementação e a rapidez de obtenção das respostas.

### 3.11 Cálculo da incerteza de medição

As incertezas associadas às medições de temperatura em soldagem utilizando termopar incluem: variação do próprio processo de soldagem, geometria e posicionamento da junção do termopar em relação ao eixo do cordão. Em particular, foi difícil posicionar e soldar os termopares no local desejado. A seguir é detalhada a metodologia de cálculo para a incerteza de medição, a qual atende os requisitos do Guia para Expressão da Incerteza de Medição [26] do INMETRO e o suplemento EA-4/02 [27], também do INMETRO.

A incerteza de medição é dada como:

$$Um = Uc \times K \quad (3),$$

Sendo:

$Um$  – Incerteza de medição;

$Uc$  – Incerteza combinada;

$K$  – fator de abrangência ou de Student.

A incerteza combinada é calculada através da fórmula (4):

$$Uc = \sqrt{Ua^2 + Ub^2} \quad (4),$$

Sendo:

$Ua$  – Incerteza do tipo A<sup>6</sup>;

---

<sup>6</sup> Incerteza do tipo A é a incerteza avaliada experimentalmente a partir do desvio padrão médio e do número de medições realizadas.



$Ub$  – Incerteza do tipo B<sup>7</sup>.

A incerteza do tipo A é calculada de acordo com a fórmula (5):

$$Ua = \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (5)$$

Sendo:

$s$  – desvio padrão e

$n$  – número de medições realizadas.

A incerteza do tipo B é calculada através das fórmulas (6) e (7). Neste caso, é a combinação dos efeitos da medição e da incerteza associada ao erro de posicionamento do termopar.

$$Ub = \sqrt{Ub_1^2 + Ub_2^2 + \dots + Ub_n^2} \quad (6)$$

$$Ub_1 = \frac{R}{\sqrt{12}} \quad (7)$$

Sendo:

$R$  - é a resolução do sistema de medição.

$Ub_2 = 25^\circ C$ , incerteza estimada referente à imprecisão da soldagem do termopar.

O fator de abrangência é determinado com base no nível de confiabilidade e no número de graus de liberdade,  $V_{eff}$  e se utiliza a expressão (8), para calculá-lo.

$$V_{eff} = (n-1) \times \frac{Uc^4}{Ua^4} \quad (8)$$

Sendo:

$V_{eff}$  - é o número de graus de liberdade.

No caso presente,  $V_{eff} > 100$ . Para uma confiabilidade de 90% obtém-se  $K = 1,645$  [26].

---

<sup>7</sup> Incerteza do tipo B é a incerteza equivalente a um desvio padrão estimado para variáveis que não são verificadas experimentalmente.

## 4 MATERIAIS E MÉTODOS

### 4.1 Materiais

Como o objetivo principal desta pesquisa sobre soldagem em operação está relacionado com o problema da perfuração (e não com a trinca a frio) as soldagens foram realizadas sobre aço carbono (chapa e tubo), que apresenta propriedades termofísicas similares às dos aços API.

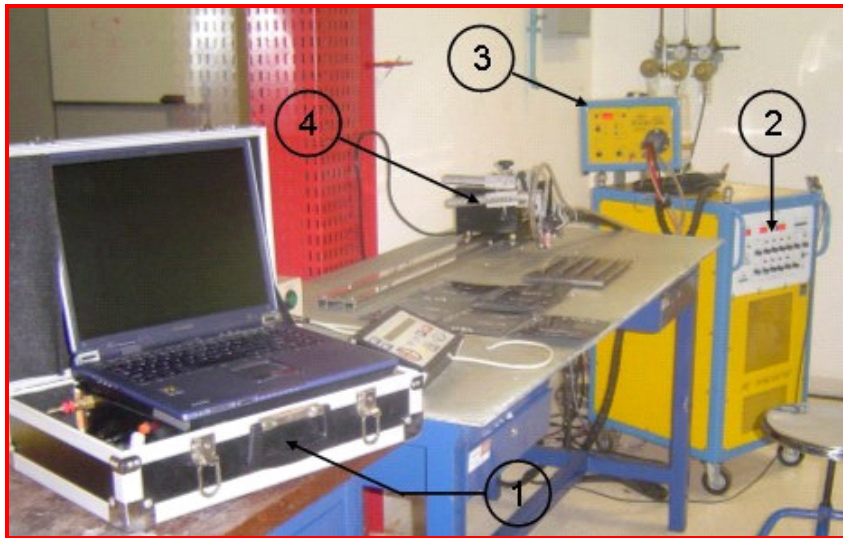
As soldagens foram feitas com convecção natural de ar na superfície oposta ao arco, caso das chapas, e tubo pressurizado com argônio sem fluxo.

Uma breve descrição dos materiais é feita a seguir:

- As chapas utilizadas foram de aço SAE 1020 com 3,2 e 4,8 mm de espessura, cortadas em tamanhos de 200 x 200 mm. O tamanho foi definido com o cuidado de garantir que o fluxo de calor fosse semelhante àquele numa chapa semi-infinita, para que as bordas da mesma não aqueçam demasiadamente durante a soldagem, até o ponto de interferir nos resultados dos ensaios (penetração, campo de temperaturas, etc.);
- Tubos - aço carbono SAE 1020 com costura, diâmetro de 100 mm (4”) e espessura de 3,2 mm, cortados em seções de 300 mm;
- Metal de adição – foram utilizados arames sólidos com diâmetro de 1,0 mm, especificação AWS ER 70 S3;
- Gás de proteção – Argônio com grau de pureza de 99,99%;
- Eletrodo de tungstênio – foram usados eletrodos ligados com tório (2%) com diâmetro de 2,4 mm (para a faixa de corrente até 150 A) e 3,2 mm (para a faixa de corrente de 151 a 350 A). Os eletrodos foram afiados com ângulo de 60°, com a o cone da ponta truncado de sorte a garantir um diâmetro na ponta de aproximadamente 0,5 mm.

### 4.2 Bancada de Ensaios

Uma foto da bancada utilizada para a realização dos ensaios é apresentada na figura 4.1, onde podem ser vistos os seguintes elementos:



*Figura 4.1 - Bancada montada para a investigação do processo TIG alimentado aplicado à soldagem em operação.*

1. Sistema de aquisição de dados de soldagem. O sistema é dotado de transdutores de corrente e tensão e de software para aquisição e tratamento de dados;
2. Fonte de energia para soldagem;
3. Cabeçote alimentador de arame para soldagem MIG/MAG, adaptado para o processo TIG alimentado;
4. Sistema de deslocamento linear da tocha, para mecanizar o processo de soldagem.

Além desses itens foi instalado um sistema para aquisição de dados de temperatura, dotado de termopar, placa de aquisição de sinais e computador.

Os equipamentos utilizados para a realização dos ensaios são do Laboratório de Pesquisa e Soldagem do SENAI-CIMATEC. A seguir será feita uma descrição de características operacionais e metrológicas dos diversos elementos.

#### **4.2.1 Fonte de Soldagem**

Modelo: Inversal 450 de fabricação da IMC-Labsolda.

Características da fonte, referente ao processo TIG:

- Faixa de trabalho: 1 a 450A em corrente constante;
- Frequência de pulsação: 0,7 a 10,0 Hz;

- Resolução de corrente: 1A;
- Taxa máxima de variação de corrente: 600A/ms;

O equipamento foi previamente calibrado, contra padrões de tensão e corrente também calibrados, que são rastreáveis à RBC – Rede Brasileira de Calibração. O erro sistemático foi levantado para a faixa de corrente utilizada nos ensaios. Os valores ajustados no painel da fonte nos ensaios foram corrigidos pelo valor do erro sistemático, determinado na curva de calibração.

#### **4.2.2 Cabeçote alimentador de Arame**

Modelo STA-20: de fabricação da IMC-Labsolda.

Sistema automático de alimentação de arame MIG, adaptado para TIG mediante o uso de um motor de menor velocidade. Possui quatro roletes tracionadores, para reduzir o escorregamento do arame.

Características:

- faixa de velocidade: 0,5 a 30 m/min;
- resolução de 0,1 m/min.

Este sistema foi previamente calibrado, sendo que sua curva de calibração foi utilizada para correção do erro sistemático ou “tendência”, que apresentou um erro médio de 12%.

#### **4.2.3 Sistema de Deslocamento da Tocha**

Modelo: Tartílope V1, de fabricação da IMC – Labsolda.

Sistema de deslocamento linear, microcontrolado, que permite o posicionamento e a movimentação automática da tocha durante a soldagem.

Características:

- faixa de velocidade: 5,0 a 160 cm/min.;
- resolução: 0,2 cm/min.

#### 4.2.4 Tocha com Dispositivo de Alimentação de Arame

Foi utilizado um dispositivo acoplado externamente à tocha para realizar a alimentação do arame. Este dispositivo tinha que garantir a entrega do arame rente à peça e no ponto de interseção do eixo do arco com a superfície da poça fundida

Alguns problemas operacionais foram encontrados na preparação deste dispositivo. A alimentação devia ser realizada num ângulo de aproximadamente  $15^\circ$  com o plano da chapa e isso implicou em curvar o arame no final do bico, como pode ser visto na figura 4.2-a. Isto causava um forte atrito entre o arame e o bico, que deixava o processo de alimentação instável, por conta do travamento intermitente do arame. Desta maneira, foi necessário desenvolver um sistema diferente, com menor curvatura, para diminuir o atrito e conseqüentemente o esforço necessário para fazer o arame chegar à poça de fusão. O resultado disto é o sistema apresentado na figura 4.2-b, com um raio de curvatura de 200 mm, que eliminou o problema do travamento.

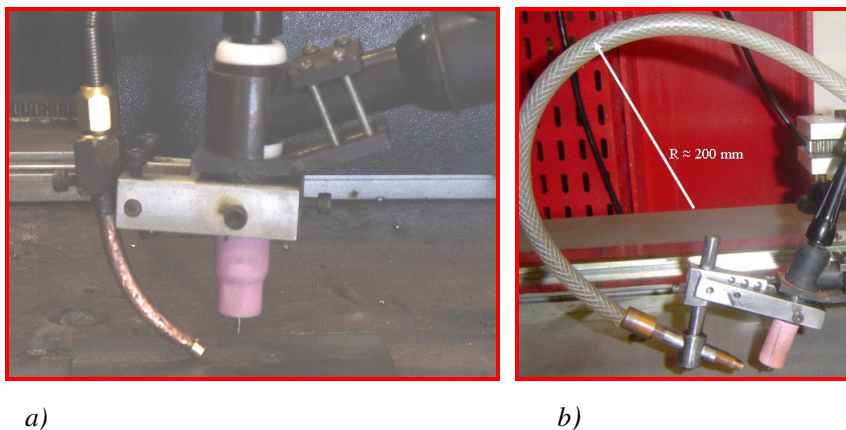


Figura 4.2 - Dispositivo de posicionamento do arame a) configuração original; b) configuração realizada, para reduzir o atrito.

#### 4.2.5 Placa de Aquisição de Dados de Temperatura

Modelo: DBK 200, da Iotech INC, com as seguintes características:

- Número de canais de aquisição: 8;
- Frequência de aquisição: de 1 a 10 kHz;
- Resolução da temperatura medida:  $0,1^\circ\text{C}$ ;
- Tipos de termopares compatíveis: K, T, E, N28, N14, S, R e B;

#### **4.2.6 Dispositivo para Soldagem por Descarga Capacitiva**

Nos ensaios com medição de temperatura foi utilizado termopar Tipo K (Chromel – Alumel), com diâmetro dos fios de 0,7 mm, revestido com fibra de vidro. Para a soldagem da junção do termopar nas chapas de aço foi construído um dispositivo com uma capacitância de 440 microfaraday a 385V.

#### **4.2.7 Placa para aquisição de dados de soldagem**

Modelo Interdata, fabricada pela IMC – Labsolda, com as seguintes características:

- Comunicação: 2 canais em 8 ou 12 bit;
- Frequência de aquisição: 1 a 17,72 kHz.

#### **4.2.8 Software MIG/MAG**

Ferramenta desenvolvida pela Universidade Federal de Santa Catarina, através do Labsolda, tem a função de monitorar as variáveis do processo de soldagem. O software possibilita a leitura e armazenamento de dois sinais analógicos simultaneamente, por exemplo, corrente e tensão.

Características do software:

- Resolução: 8 ou 12 bit;
- Frequências programáveis de aquisição: 1 kHz a 11,27 kHz em 12 bit; 1 kHz a 15,95 kHz em 8 bit;
- Frequência máximas: 12,53 kHz em 12 bit; 17,72 kHz em 8 bit;
- Tempos máximos de aquisição: 65,54 s, para a frequência de 1 kHz em 12 bits; 131,07 s, para a frequência de 1 kHz em 8 bit;

#### **4.2.9 Software para tratamento de imagens metalográficas e medições básicas**

Modelo QWin, da Leica.

Software para análise de imagens metalográficas desenvolvido pela Leica. Este software foi utilizado para as medições das dimensões da zona fundida e ZTA.

Características do software:

- Resolução da medida: 0,01 mm;

- Permite a calibração através de figuras de referência, ou através da digitalização de uma escala de referência;
- Aquisição de imagens via câmera digital de ½ CCD.

#### **4.3 Objetivos e Metodologia das diversas Etapas de Ensaio**

A estratégia traçada neste trabalho foi o desenvolvimento de investigações experimentais, baseadas numa seqüência estruturada de ensaios, que objetivaram caracterizar o processo de soldagem TIG alimentado aplicado à soldagem em operação, até então muito pouco estudado para este fim.

Embora a aplicação na soldagem em operação prevista neste trabalho seja com TIG alimentado, inicialmente foram realizadas soldagens com TIG autógeno (sem alimentação de arame), para se definir de maneira mais rápida as faixas de trabalho com e sem perfuração (veja o item 4.3.1). Os resultados foram utilizados para definir as condições de soldagem a utilizar nos demais ensaios.

Durante esta etapa, suspeitou-se que a penetração variava consideravelmente com o comprimento do arco. Deste modo, foi necessário investigar melhor este fenômeno, uma vez que o mesmo não está claramente descrito na literatura. Assim, foram feitos ensaios variando-se o comprimento do arco e a corrente, e então medidas as características do cordão para se estabelecer uma relação entre comprimento do arco e características geométricas do perfil do cordão (veja o item 4.3.2).

A definição precisa da perfuração é um fator muito importante no estudo da soldagem em operação. Uma parte deste trabalho foi realizada baseando-se na soldagem de chapas (logicamente, não pressurizadas e sem fluxo de fluido) que apresentam certas indicações da condição de perfuração. Contudo, estas indicações não foram suficientes para uma correlação direta entre perfuração numa chapa e num tubo pressurizado. Por conta disto, é apresentada ao final do capítulo seguinte uma série de ensaios para mapear condições de perfuração em corpos de prova pressurizados.

Após os ensaios, os corpos de prova foram cortados transversalmente e preparados metalograficamente para medição das dimensões da ZTA e da zona fundida. Com estas dimensões foi possível calcular a temperatura máxima que a face oposta à soldagem

experimentou durante a soldagem, através da utilização dos aplicativos desenvolvidos por Santos [13]. Este aplicativo é utilizado para os casos de cordões depositados sobre chapa. A temperatura da face posterior da chapa soldada de filete foi medida através de termopares, soldados por descarga capacitiva.

Foi realizada apenas uma macrografia por corpo de prova, uma vez que o processo TIG é bastante estável, não sendo esperadas variações significativas das dimensões da ZTA e zona fundida, numa região onde a solda tenha atingido o regime térmico.

Antes de realizar as soldagens com o processo TIG alimentado (que seria utilizado na soldagem em operação, em vez do TIG autógeno), foi necessário levantar as faixas de velocidades de arame admissíveis em função da potência do arco (item 4.3.4), haja vista não existirem suficientes dados disponíveis na literatura sobre essa relação.

De posse destes resultados, foi possível depositar cordões de boa qualidade, aplicando-se a velocidade de alimentação de arame igual ao valor médio da faixa, para cada potência de arco. O objetivo foi o de mapear as condições adequadas para a soldagem segura, observando a penetração do cordão (item 4.3.5). Os campos de temperatura de pico experimentados pelo material foram calculados, através do método analítico desenvolvido por Santos [13], no intuito de caracterizar melhor as condições que levam à perfuração.

Nos ensaios descritos no item 4.3.6, foi repetido o mesmo procedimento do passo anterior, para a soldagem com chapas sobrepostas, no intuito de simular uma soldagem de calha sobre tubo. Como a solução analítica de Santos não se aplica a essa geometria da junta, a temperatura máxima atingida na face oposta ao arco foi medida diretamente com termopar.

Em seguida foram realizados ensaios, com alimentação de arame, nas condições em que a soldagem autógena causaram perfuração.

#### **4.3.1 Ensaios com processo TIG autógeno sobre chapa**

Inicialmente foram realizados ensaios sobre chapa, sem deposição de material com o objetivo de se fazer uma primeira avaliação, rápida, das condições em que ocorrem a perfuração com o processo TIG. Para isso, trabalhou-se com as seguintes condições: duas espessuras diferentes (3,2 e 4,8 mm); três velocidades de soldagem (10,0, 12,6 e 15,6 cm/min); três níveis de



correntes de soldagem e dois tipos de corrente (contínua constante e contínua pulsada). Considerando a tensão do arco com um valor fixo (ao redor de 10 V), foi utilizado um fator de 1,25 entre os níveis das variáveis corrente e velocidade de soldagem, visando obter algumas soldagens com níveis de energia similares, que permitissem analisar em separado a influência da energia e das condições de soldagem.

Nos ensaios realizados neste item e nos demais algumas condições e parâmetros são fixos, como os que seguem:

- o eletrodo utilizado foi o com 2% de tório, com 2,4 e 3,2 mm de diâmetro, sendo utilizados para correntes até 150 A o de 2,4 mm e o de 3,2 mm para correntes superiores a esta;
- ângulo do eletrodo: 60°, sendo que o cone é truncado com um diâmetro de aproximadamente 0,5 mm (de outra forma, logo depois de iniciada a soldagem, a ponta fundiria);
- a polaridade da corrente foi direta (CC-);
- o gás de proteção utilizado foi o argônio, com pureza de 99,99% e vazão de 12 l/min. A medição foi realizada com a utilização de um fluxímetro diretamente no bocal da tocha;
- tipo de limpeza da superfície: esmerilhada e desengraxada com álcool antes da soldagem.

Os ensaios com corrente pulsada foram realizados com níveis de energia similares aqueles que apresentaram início de escorrimento da poça com corrente contínua constante.

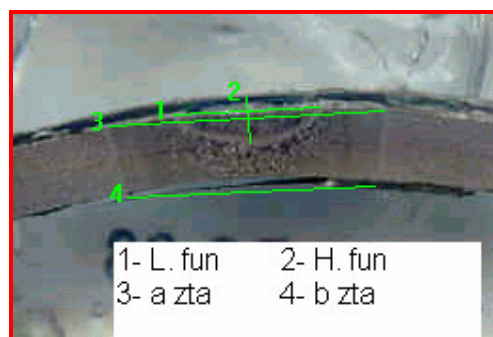
#### **4.3.2 Estudo do efeito do comprimento do arco na geometria do cordão**

Para o estudo do efeito do comprimento do arco na penetração e perfil do cordão, foram feitos aquecimentos com TIG autógeno em chapa de 4,8 mm, com: comprimentos de arco de 3, 4, 5 e 6 mm; três valores de corrente: (70, 99 e 139A, fator de multiplicação de 1,41), uma velocidade de soldagem, de 10cm/min. Isso resultou em energias de 4,5 a 12,3 kJ/cm.

### 4.3.3 Ensaios com TIG autógeno em tubo a várias pressões

Nos ensaios desenvolvidos no item anterior foi verificado que a perfuração, quando se usa o processo TIG tem características bem peculiares e diferentes de quando se usa o processo por eletrodo revestido.

No sentido de mapear as condições de perfuração na soldagem em serviço foram realizadas soldagens em tubos com e sem pressão, na tentativa de se estabelecer os critérios de perfuração em função dos parâmetros de soldagem e condições de operação, especificamente pressão interna do fluido. Características do cordão, como largura da ZTA superior e inferior e penetração foram usadas nesta investigação. A figura 4.3 exemplifica as medições realizadas nas macrografias. Para estes ensaios trabalhou-se com quatro níveis de pressão (atmosférica, 10, 20 e 40 kg/cm<sup>2</sup>); espessura do tubo de 3,2 mm; velocidade de soldagem de 12,6 cm/min; três correntes de soldagem (83, 90 e 97 A), que seguem uma relação de 1,08 entre elas, de sorte a mapear o comportamento da perfuração de forma estruturada. As energias resultantes, admitindo que a tensão do arco seja de 10 V, são de 6,0, 6,5 e 7,0 kJ/cm.



*Figura 4.3 – Medições realizadas para avaliação do ensaio. A foto representa a seção transversal de um tubo. Trocar a foto*

Para a realização destes ensaios foram construídos 4 vasos de pressão com tubos de 100 mm (4") de diâmetro e 300 mm de comprimento e tampas planas soldadas nas extremidades, como mostra a figura 4.4. A pressão máxima utilizada para os ensaios (40 kg/cm<sup>2</sup>) é significativa, pois induz uma tensão circunferencial de aproximadamente  $\frac{1}{4}$  do limite de escoamento do material, segundo os cálculos descritos no item 5.1.3, fórmula 15. Todos os vasos utilizados foram inicialmente testados hidrostáticamente para evitar acidentes durante a pressurização com o gás utilizado (argônio). Também foi calculado o aumento da pressão interna em função do aquecimento gerado no processo de soldagem, conforme a equação 14. O aumento de pressão não ultrapassava 8% do valor da pressão inicial, não se configurando como uma

preocupação a mais, uma vez que os vasos foram testados com uma pressão pelo menos 50 % superior ao valor máximo utilizado nos ensaios.

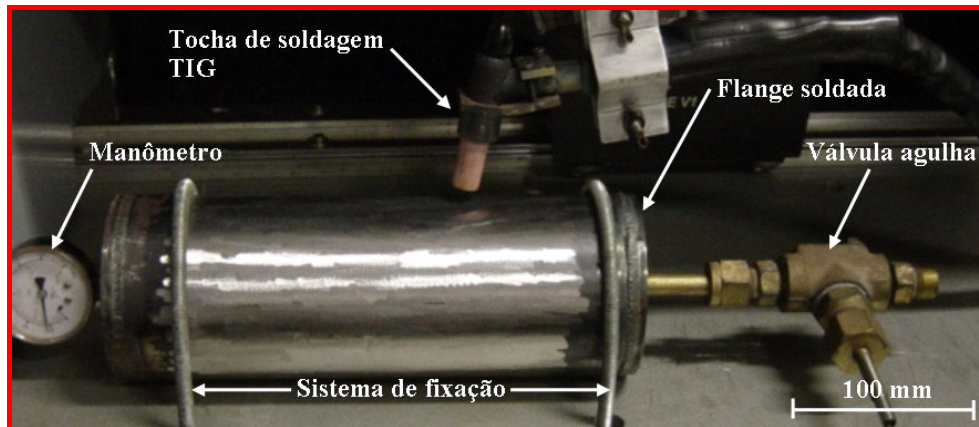


Figura 4.4 – Detalhe do tubo fechado e seu sistema de pressurização.

O teste hidrostático foi realizado consoante a seguinte estratégia. Inicialmente o vaso de pressão era completamente preenchido com água, evitando-se a presença de ar dentro do mesmo. Como não se dispunha de uma bomba hidráulica, foi utilizado como recurso para a pressurização um cilindro de argônio de gás de proteção. Contudo, foi utilizado um cilindro com aproximadamente  $80 \text{ kgf/cm}^2$ , em vez de um cilindro cheio (que é fornecido com  $150 \text{ kgf/cm}^2$  de pressão), para melhorar as condições de segurança. O conjunto para pressurização foi composto pelo cilindro, um tubo flexível de cobre e duas válvulas agulha, a primeira instalada junto ao cilindro de argônio e a segunda junto ao vaso de pressão. A manobra para a pressurização foi feita de tal forma que apenas o volume de gás pressurizado dentro do tubo de cobre (tubo que interliga cilindro de gás e vaso do ensaio) era utilizado para pressurizar o vaso de pressão, reduzindo assim o risco de acidentes. Esta operação era repetida várias vezes, até atingir a pressão desejada no tubo, medida através do manômetro instalado no vaso. Após atingida a pressão, o vaso era despressurizado lentamente. Esta operação foi repetida para todos os vasos de pressão utilizados.

Como os ensaios com tubos pressurizados seriam levados até a perfuração, já que as condições para este evento deveriam ser caracterizadas, foi construído um *bunker* de aço, com chapas de 3 mm de espessura, a fim de garantir a segurança dos executores do ensaio e integridade do laboratório. O *bunker* é ilustrado na figura 4.5.



*Figura 4.5 – Detalhe do bunker, dentro do qual foi realizada a soldagem dos tubos pressurizados.*

#### **4.3.4 Ensaios para definição da faixa de velocidade de arame no processo TIG alimentado**

Nesta etapa procurou-se determinar as faixas de velocidade de alimentação de arame mais adequadas para os vários níveis de potência do arco. Basicamente, os critérios de aceitação para fixar os limites estiveram relacionados com a qualidade do cordão: o limite inferior de velocidade de arame foi definido como o que permitia obter um cordão contínuo e uniforme, isento de discontinuidades, por exemplo sulcos como aqueles descritos por Delgado [24]; o limite superior de velocidade foi aquele em que a convexidade do cordão tornava-se inaceitável. A convexidade foi caracterizada através da relação entre altura do reforço e largura do cordão, fixando como limite desta relação um valor de 0,5, ou seja, altura do reforço no máximo igual à metade da largura.

Além dessas características de qualidade, utilizou-se como referência a estabilidade do processo, avaliada através dos oscilogramas de tensão, assim como descrito por Delgado [24]. Nestes ensaios trabalhou-se com chapas de 3,2 e 4,8 mm de espessura; correntes médias de 88, 104 e 122 A para a espessura de 3,2 mm e 126, 149 e 175 A para a espessura de 4,8mm; velocidade de soldagem fixa de 12,6 cm/min; tipos de corrente contínua constante e contínua pulsada. O fator de multiplicação utilizado para definição dos níveis de corrente e velocidade de soldagem foi de 1,18, de modo a ter valores de energia repetidos.

A alimentação do arame foi realizada pela frente do arco, uma vez que se está trabalhando com a técnica de arame frio e os melhores resultados são obtidos com a alimentação nesta posição, como afirma Delgado [24], a alimentação do arame por trás dá origem a sulcos ao

longo do cordão, na parte superior do reforço. O ângulo de entrada do arame foi de  $90^\circ$  em relação ao eixo do eletrodo de tungstênio, o que significa um ângulo de  $15^\circ$  com o plano da chapa, pois o eletrodo formava um ângulo de  $15^\circ$  com a normal à chapa, levemente empurrando.

#### 4.3.5 Ensaios de perfuração em chapas com TIG alimentado

Nestes ensaios, foram estudados, em detalhe, os campos de trabalho do processo em estudo, verificando características como: penetração; aspecto visual do cordão e condições de perfuração. Desta forma, foram levantadas as condições de trabalho visando a efetividade e segurança nas operações de soldagem de tubulações de baixa espessura, a partir de 3,2 mm para RDS – Reparo por Deposição de Solda.

As variáveis estudadas nesta etapa do trabalho foram as seguintes:

- a) Para espessura da chapa de 3,2 mm, três velocidades de soldagem (10,0, 12,6 e 15,6 cm/min.), sendo que os níveis de corrente foram escolhidos de forma a dar sempre energias elevadas, assim: para  $V_s = 10,0$  cm/min, correntes de 83, 90 e 97 A; para  $V_s = 12,6$  cm/min, correntes de 105, 114 e 122 A; para  $V_s = 15,6$  cm/min, correntes de 130, 140 e 151 A.
- b) Para a espessura de 4,8 mm, os níveis de velocidade utilizados foram os mesmos. Por outro lado, as correntes foram maiores, para aumentar a energia e, com isso, a possibilidade de perfurar: para  $V_s = 10,0$  cm/min,  $I = 111, 125$  e 139 A; para  $V_s = 12,6$  cm/min,  $I = 140, 158$  e 175 A; para  $V_s = 15,6$  cm/min,  $I = 173, 195$  e 217 A.

Os ensaios foram realizados com corrente contínua constante e corrente contínua pulsada. Os valores ótimos de velocidade de arame para cada potência de arco foram definidos em função dos resultados obtidos na etapa descrita no item 4.3.4.

Com o objetivo de se verificar a exatidão dos valores de temperatura calculados na face oposta ao arco utilizando o modelo de Santos e as dimensões das isoterms observadas na macrografia, em alguns dos ensaios foram medidas também as temperaturas na superfície oposta ao arco. Para isso foram soldados termopares tipo K (Chromel - Alumel) mediante descarga de capacitor, na superfície inferior da chapa, na região onde passaria o cordão de solda (veja a figura 4.6).

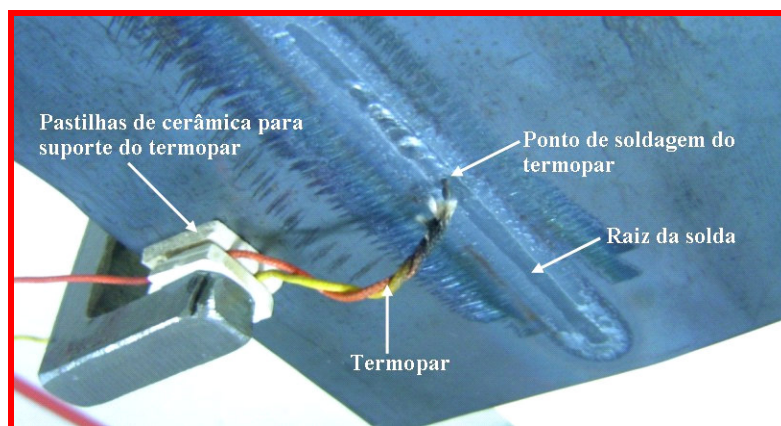


Figura 4.6 – Detalhe do posicionamento da junção e do suporte para o termopar .

Foram utilizados dois aplicativos computacionais desenvolvidos por Santos [13], denominados de BooChoI e BooChoT. O primeiro é utilizado para determinar os parâmetros da fonte ( $\eta$  e  $\sigma$ ) em função de dois pontos com temperaturas conhecidas. O segundo é utilizado para determinar o campo de temperaturas no plano yz da peça (transversal ao cordão de solda), com base nas condições de soldagem, nos parâmetros da fonte de calor e nas características da transferência de calor do material soldado. Para identificar os dois pontos com temperatura conhecida foram preparadas macrografias dos cordões, utilizando-se como ataque Nital ao 5%, diluído em água. As macrografias foram capturadas pelo sistema de vídeo, acoplado ao microcópio metalográfico, fornecendo as imagens digitais para o programa Qwin. Neste programa foram realizadas as medições dos dois pontos de interesse, como pode ser visto na figura 4.7 a seguir, que exemplifica uma medição.

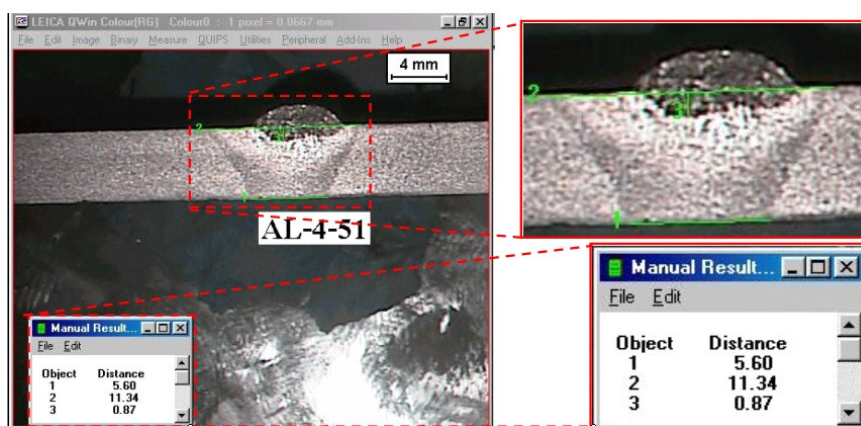
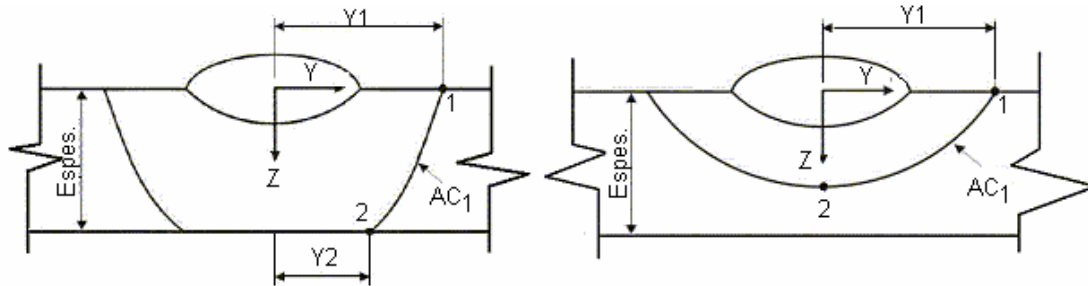


Figura 4.7 – Processo de medição das dimensões de interesse na macrografia, utilizando o programa QWin da Leica. O exemplo refere-se ao CP AL-4-51 da série de ensaios 4.3.4.

As dimensões do cordão de solda e da ZTA foram medidas para proceder à avaliação dos parâmetros da fonte de calor, usando o programa BooChoI, que aplica como dados de entrada



duas cotas da ZTA com coordenadas ( $y_1; z_1$ ) e ( $y_2; z_2$ ) e uma estimativa inicial do parâmetro de distribuição ( $\approx 1/3$  da largura do cordão). A figura 4.8 a seguir apresenta o esquema para as medições das cotas dos pontos 1 e 2 de interesse.



*Figura 4.8 – Pontos 1 e 2 de interesse que alimentam o aplicativo BooChOI. A imagem da esquerda exemplifica um fluxo de calor bidimensional, comum em chapas finas, já a da direita mostra um fluxo de calor tridimensional, normalmente encontrado em chapas mais espessas.*

Os corpos de prova que foram submetidos a estas metodologias de medição e cálculo de temperatura foram: AL-4-50, 51 e 52; AL-3-21, 22 e 23. Estes últimos também foram repetidos sem alimentação de arame (veja tabela 5.7). Cada medição foi repetida três vezes, com o intuito de se trabalhar com valores médios, uma vez que a medição de temperatura utilizando termopares apresentou dispersão relativamente alta. A incerteza de medição foi calculada conforme a metodologia apresentada no item 3.10, fórmulas 3 a 8.

Para os ensaios com corrente contínua pulsada supunha-se que o contorno da ZTA seria irregular, por conta dos valores máximos e mínimos de corrente. Por conta disso foi realizado a soldagem de um corpo de prova com a mesma frequência de pulsação pretendida nos outros ensaios. Daí foi realizado um corte longitudinal e revelado a sua macro (parte inferior da figura 4.9). Pode-se verificar que o limite da ZTA é retilíneo, denotando que mesmo com corrente pulsada, a seção transversal ao cordão permite caracterizar as dimensões da ZTA, quando a soldagem tiver atingido o estado de regime.

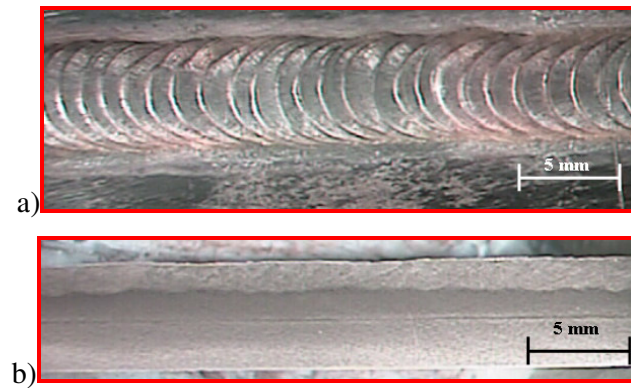


Figura 4.9 – Vista superior (a) e macrografia de seção longitudinal (b), de uma solda em chapa de 4,8 mm realizada com CC pulsada,  $f = 2 \text{ Hz}$ ,  $I_p = 200 \text{ A}$ ,  $I_b 15 \text{ A}$  e  $V_s = 15,6 \text{ cm/min}$ .

#### 4.3.6 Soldagens de filete em junta sobreposta

Foi realizado procedimento semelhante ao aplicado no item 4.3.4, com a diferença de que aqui a soldagem foi de filete em chapas sobrepostas, para simular a soldagem entre calha e tubo. Assim, foi levantado o campo de trabalho, verificando características como: penetração da raiz; aspecto visual do cordão e condições de perfuração, visando o estudo das mesmas características aludidas no item anterior, mas com o foco na soldagem de calhas.

Nestes ensaios foram usados os mesmos valores para as variáveis: espessura da chapa e velocidades de soldagem do item 4.3.5. Já a corrente teve seus valores incrementados em função de agora se ter uma condição em que o fluxo de calor é significativamente maior (ver figura 4.10, adiante). Como o objetivo específico destes ensaios é comparar as condições de perfuração desta geometria de junta com aquela para simples deposição, trabalhou-se apenas com corrente contínua constante.

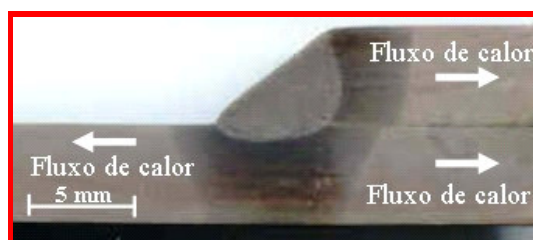


Figura 4.10 – Esquema do fluxo de calor em junta sobreposta. Chapa inferior com espessura fina (fluxo 2D).



#### **4.3.7 Ensaios em tubos pressurizados com alimentação de arame.**

Para quantificar a influência da alimentação de arame na redução da temperatura da superfície oposta ao arco, foram realizadas soldagens com e sem alimentação de arame, utilizando-se vasos de pressão de 3,2 mm de espessura de parede, pressurizados a  $40 \text{ kg/cm}^2$ . Inicialmente foram estudadas as menores correntes que causam perfuração às velocidades de soldagem de 12,6 e 15,6 cm/min., uma vez que para a velocidade de 10,0 cm/min já havia sido determinada no item 4.3.2. Em seguida, foram realizados novos cordões, mas com alimentação de arame, utilizando-se como valores de referência aqueles definidos no item 4.3.4.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 5.1 Ensaios com TIG autógeno sobre chapa

#### 5.1.1 Estabelecimento de condições limite para perfuração

As condições experimentais apresentadas na tabela 5.1 representam o início dos trabalhos onde foram mapeadas inicialmente as condições de perfuração do processo TIG. A soldagem foi realizada de forma autógena.

*Tabela 5.1 – Matriz de ensaios para definição das condições de perfuração em chapa com a solda TIG – autógeno.*

Item	CP	Espess (mm)	Vs (cm/min)	I <sub>med</sub> (A)	Energia (kJ/cm)	I <sub>pulso</sub> * (A)	I <sub>base</sub> * (A)
1	AU-3-01	3,2	10,0	65	4,7		
2	AU-3-02	3,2	10,0	81	5,8		
3	AU-3-03	3,2	10,0	101	7,3		
4	AU-3-04	3,2	12,6	65	3,7		
5	AU-3-05	3,2	12,6	81	4,6		
6	AU-3-06	3,2	12,6	101	5,8		
7	AU-3-07	3,2	15,6	65	3,0		
8	AU-3-08	3,2	15,6	81	3,7		
9	AU-3-09	3,2	15,6	101	4,7		
10	AU-3-10	3,2	12,6	101	5,8		
11	AU-3-11	3,2	12,6	113	6,5		
12	AU-3-12	3,2	12,6	126	7,2		
13	AU-3-13	3,2	15,6	126	5,8		
14	AU-3-14	3,2	15,6	138	6,4		
15	AU-3-15	3,2	15,6	151	7,0		
16	AU-3-16	3,2	10,0	101	7,3	172	30
17	AU-3-17	3,2	12,6	113	6,5	196	30
18	AU-3-18	3,2	12,6	126	7,2	222	30
19	AU-3-19	3,2	15,6	126	5,8	222	30
20	AU-3-20	3,2	15,6	138	6,4	246	30
21	AU-4-01	4,8	10,0	81	5,8		
22	AU-4-02	4,8	10,0	101	7,3		
23	AU-4-03	4,8	10,0	126	9,1		
24	AU-4-04	4,8	12,6	81	4,6		
25	AU-4-05	4,8	12,6	101	5,8		
26	AU-4-06	4,8	12,6	126	7,2		
27	AU-4-07	4,8	15,6	81	3,7		
28	AU-4-08	4,8	15,6	101	4,7		
29	AU-4-09	4,8	15,6	126	5,8		
30	AU-4-10	4,8	10,0	150	10,8		
31	AU-4-11	4,8	9,0	150	12,0		
32	AU-4-12	4,8	10,0	175	12,6		
33	AU-4-13	4,8	12,6	175	10,0		
34	AU-4-14	4,8	15,6	175	8,1		
35	AU-4-15	4,8	15,6	200	9,2		
36	AU-4-16	4,8	10,0	175	12,6	320	30
37	AU-4-17	4,8	12,6	175	10,0	320	30
38	AU-4-18	4,8	15,6	175	8,1	320	30

\* Os valores de I<sub>p</sub> e I<sub>b</sub> foram para CC pulsada.

A tabela 5.1 apresenta células preenchidas nas correntes em que ocorreram perfuração na soldagem com TIG numa chapa não pressurizada. A tabela 5.2 abaixo relaciona as correntes em que ocorreu perfuração com as respectivas velocidades de soldagem e aporte térmico.

*Tabela 5.2 – Condições em que ocorreu perfuração na soldagem com TIG autógeno sobre chapa.*

Espess (mm)	Vs (cm/min)	Imed (A)	Energia (kJ/cm)	Ipulso * (A)	I base * (A)
3,2	10,0	101	7,3	CC-cte	
3,2	12,6	126	7,2	CC-cte	
3,2	15,6	138	6,4	CC-cte	
3,2	10,0	101	7,3	172	30
3,2	12,6	113	6,5	196	30
3,2	15,6	126	5,8	222	30
4,8	10,0	175	12,6	CC-cte	
4,8	12,6	175	10,0		
4,8	15,6	200	9,2		
4,8	10,0	175	12,6	320	30
4,8	12,6	175	10,0	320	30

\* Os valores de  $I_p$  e  $I_b$  foram para CC pulsada.

Da análise da tabela 5.2 verifica-se que a perfuração ocorre para aportes térmicos a partir de 6,4 kJ/cm para a chapa de 3,2 mm na soldagem com corrente contínua e 5,8 kJ/cm na soldagem com corrente pulsada. Já para a chapa de 4,8 mm, a perfuração ocorre para energias da ordem de 9,2 kJ/cm.

Na soldagem com o processo TIG sem pressão foi verificado que ao aumentar a energia de soldagem e/ou a corrente, antes que ocorra a perfuração se atinge uma fase de escorrimento na raiz da solda, como é ilustrado na figura 5.1. O fato que mais chamou a atenção é que isto ocorre para uma faixa relativamente larga de valores de corrente (126 a 151 A, no caso da velocidade de soldagem igual a 15,6 cm/min e espessura de 3,2 mm).

Esse comportamento é bastante diferente daquele com eletrodo revestido, em que a passagem da condição de não-perfuração para a de perfuração ocorre num pequeno intervalo de correntes, com pouco escorrimento na raiz.

A explicação para essa diferença de comportamentos entre o TIG e o eletrodo revestido pode residir em que a pressão no arco no TIG é menor que no eletrodo revestido. Assim sendo, a poça fundida pode crescer e escorrer significativamente antes de que, por efeito do seu próprio peso, não seja mais sustentada pelas forças devidas à tensão superficial.

Na figura 5.1 a seguir são apresentadas algumas condições em que o escoamento se torna bastante nítido.

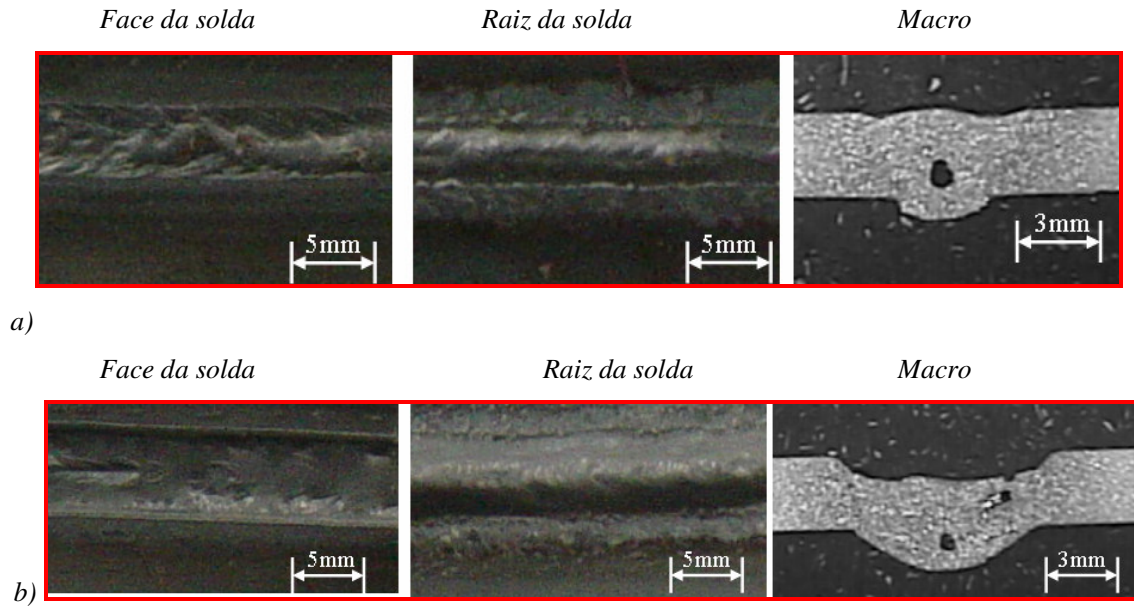


Figura 5.1 – Vistas da face, raiz e macrografias trasnversais de soldas realizadas em chapas de 3,2 mm com CC constante, apresentando significativo escoamento da solda: a) Acima,  $I_m = 126A$  e  $V_s = 15,6cm/min$  (CP AU 3–13); b) Abaixo,  $I_m = 151A$  e  $V_s = 15,6cm/min$  (CP AU 3–15).

### 5.1.2 Estabelecimento do comprimento de arco a utilizar

Inicialmente foram estudados comprimentos de arco que se usam na prática, variando-os entre 3 e 6 mm, com as condições experimentais detalhadas na tabela 5.3. A tabela 5.4 apresenta o resultado das medições das dimensões dos cordões obtidos.

Tabela 5.3 – Matriz de ensaios para estabelecimento do comprimento do arco a utilizar.

Item	CP	Espess (mm)	Vs (cm/min)	Comp. Arco Arco (mm)	Imed (A)	Energia (kJ/cm)
1	AU-4-19	4,8	10,0	6	70	5,6
2	AU-4-20	4,8	10,0	6	99	8,2
3	AU-4-21	4,8	10,0	6	139	12,3
4	AU-4-22	4,8	10,0	5	70	5,3
5	AU-4-23	4,8	10,0	5	99	7,4
6	AU-4-24	4,8	10,0	5	139	11,4
7	AU-4-25	4,8	10,0	4	70	5,2
8	AU-4-26	4,8	10,0	4	99	7,3
9	AU-4-27	4,8	10,0	4	139	11,2
10	AU-4-28	4,8	10,0	3	70	4,5
11	AU-4-29	4,8	10,0	3	99	7,0
12	AU-4-30	4,8	10,0	3	139	10,2

Tabela 5.4 – Dimensões dos cordões obtidos no ensaio.

Item	CP	Larg.Cordão (mm)	Penetração (mm)	Largura ZTA Sup (mm)	Largura ZTA Inf. (mm) <sup>(1)</sup>	Prof. ZTA (mm) <sup>(2)</sup>
1	AU-4-19	0,80	0,82	6,80		1,88
2	AU-4-20	5,20	1,54	9,61	2,14	
3	AU-4-21	9,50	3,07	14,63	12,90	
4	AU-4-22	0,60	0,96	6,92		1,88
5	AU-4-23	5,00	2,00	10,36	2,95	
6	AU-4-24	8,70	3,85	13,93	11,85	
7	AU-4-25	1,00	1,00	6,46		1,67
8	AU-4-26	4,80	2,08	10,14	2,35	
9	AU-4-27	8,00	4,00	13,52	11,36	
10	AU-4-28	2,00	1,10	6,41		1,49
11	AU-4-29	4,00	2,17	9,02	2,39	
12	AU-4-30	7,00	4,25	11,76	9,51	

(1) Quando não houver valor para a ZTA é porque a ZTA não atingiu a superfície inferior da chapa.

(2) Quando não houver valor para a penetração da ZTA é porque foi maior que a espessura da chapa.

Na figura 5.2 é apresentada a variação da penetração com a corrente, para vários comprimentos de arco ( $l_a$ ) como a velocidade de soldagem foi mantida constante e em vista do fato que as inclinações das retas que unem os pontos experimentais aumentam com a corrente, para cada comprimento de arco pode-se propor uma relação entre a penetração e a corrente do tipo:

$$p = k \cdot I^n \quad (9)$$

Sendo,

$k$  uma constante de proporcionalidade e

$n$  um expoente maior do que 1.

A seguir são apresentadas as equações das curvas de penetração para cada comprimento de arco estudado:

$$\text{Para } l_a = 6 \text{ mm} - p = 0,0001 \cdot I^{2,0941}; \quad (10)$$

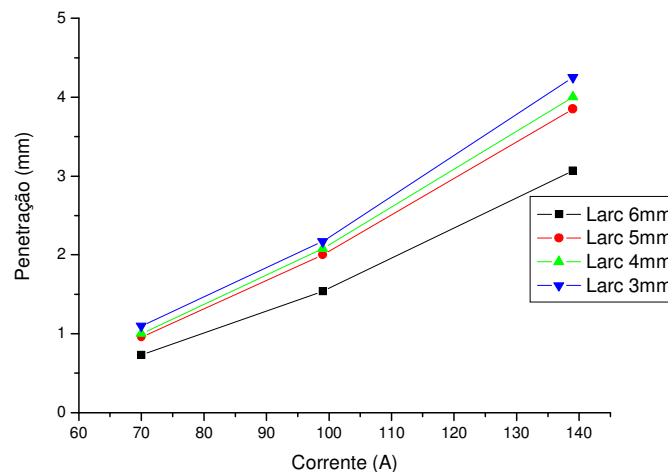
$$\text{Para } l_a = 5 \text{ mm} - p = 0,0002 \cdot I^{2,025}; \quad (11)$$

$$\text{Para } l_a = 4 \text{ mm} - p = 0,0002 \cdot I^{2,0212}; \quad (12)$$

$$\text{Para } l_a = 3 \text{ mm} - p = 0,0003 \cdot I^{1,9703}. \quad (13)$$

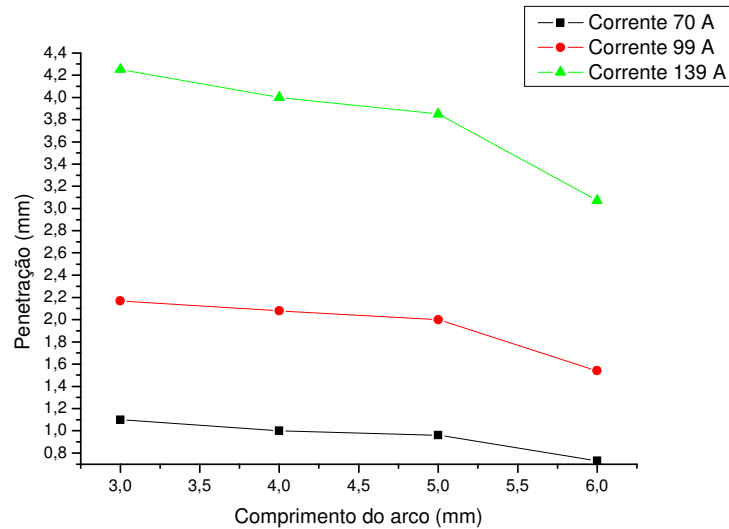
Nos testes realizados com comprimentos de arco variando de 3 a 6 mm verificou-se que aspectos como largura e penetração não se alteram de forma tão significativa com a mudança do comprimento de arco. A penetração tende a diminuir pouco com o comprimento do arco. Entretanto, para o valor extremo ensaiado, de 6 mm, houve uma forte redução da penetração. Descontando estes valores para uma corrente intermediária, de 100 A, a diminuição da penetração foi de 10 % ao passar de 3 para 5 mm.

Por outro lado, o efeito esperado da influência da penetração foi confirmado. Por exemplo, para  $l_a = 4$  mm, ao passar de 70 para 140 A a penetração aumentou de 1 para 4 mm, como pode ser visto na figura 5.2.



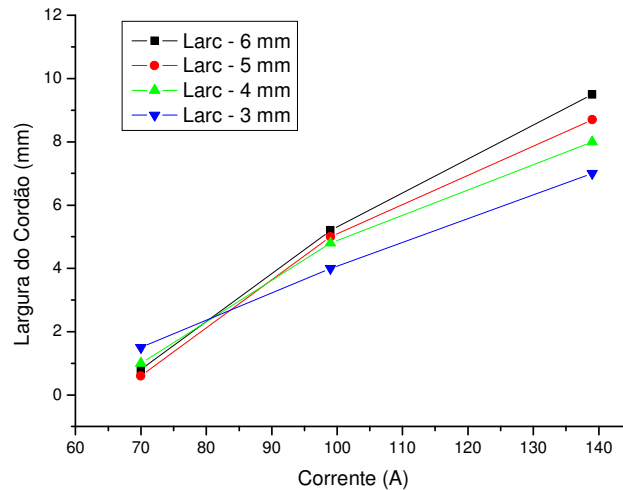
*Figura 5.2 – Efeito da corrente sobre a penetração do cordão, em soldagens TIG autôgenas sobre chapa de 3,2 mm e Vs de 10 cm/min.*

Na figura 5.3 é apresentada a variação da penetração com o comprimento do arco, para vários níveis de corrente. Pode-se observar que a penetração diminui levemente ao aumentar o comprimento do arco. Esse efeito pode ser devido ao maior espalhamento do arco ao aumentar o comprimento, fazendo, desta forma, diminuir a concentração do fluxo de calor, além de aumentar a área através da qual o arco perde calor para o ambiente. Então, mesmo havendo um aumento da energia de soldagem ao aumentar o comprimento do arco (por conta do aumento da tensão), esses dois efeitos produziram uma menor penetração e isto pode ser melhor observado para o comprimento de arco de 6 mm, onde este efeito é mais significativo.



*Figura 5.3 – Efeito do comprimento do arco sobre a penetração do cordão, em soldagens TIG autôgenas sobre chapa de 3,2 mm e  $V_s = 10$  cm/min.*

Com relação à largura do cordão, o que se vê é que maiores comprimentos de arco resultam numa maior largura de cordão. A figura 5.4 apresenta a relação entre a largura do cordão e a corrente, para vários comprimentos de arco. Pode-se observar que, para qualquer valor de comprimento de arco, a largura do cordão aumenta com a corrente. Ao comparar a inclinação das curvas, pode-se constatar que o aumento da largura com a corrente é mais acentuado quanto maior for o comprimento do arco. Para comprimentos de arco pequenos, de 3 mm, as diferenças na largura são pouco significativas, devido a que a poça fundida tem tamanho reduzido. A corrente de 70 A está pouco acima do limite em que se consegue a fusão do metal.



*Figura 5.4 – Efeito da corrente sobre a largura do cordão de solda, para vários comprimentos de arco. Soldagens TIG autógenas sobre chapa de 3,2 mm, com  $V_s = 10$  cm/min.*

Em função do exposto, para as outras séries de ensaios foi utilizado comprimento de arco fixo de 4 mm, que produz resultados similares aos de arcos um pouco maiores e menores (5 e 3 mm), garante regularidade na penetração e, principalmente, viabiliza a alimentação de arame entre a poça fundida e o eletrodo sem maiores dificuldades.

### 5.1.3 Soldagens com TIG autógeno em tubo com pressão interna

Para garantir a segurança das pessoas que estivessem nas proximidades do local de ensaio com tubo pressurizado, foi calculado o aumento de pressão devido ao aumento da temperatura interna do gás, em função do calor recebido do arco durante a soldagem. O cálculo foi realizado para as condições mais críticas, isto é, com a maior pressão ( $40 \text{ kgf/cm}^2$ ) e a maior corrente (97 A) utilizadas nos ensaios, conforme detalhado adiante:

O cálculo foi realizado utilizando a equação de Boyle:  $\frac{P_1 \times V_1}{T_1} = \frac{P_2 \times V_2}{T_2}$ , (14)

Sendo,  $P$  – pressão;  
 $V$  – volume e  
 $T$  – temperatura.

Os índices 1 e 2 indicam duas condições distintas, 1 condição inicial e 2 condição final.



A tensão circunferencial (*hoop stress*) máxima a que a parede do tubo é submetida, inclui a pressão interna inicialmente estabelecida e o aumento desta por efeito da temperatura e pode ser calculada mediante equação a seguir descrita.

A tensão máxima foi calculada, através da expressão utilizada para a tensão circunferencial de

um vaso de pressão submetido a uma pressão interna:  $\sigma_{\max} = \frac{P \times r}{t}$ .

(15)

Sendo –  $P$  – Pressão interna;

$r$  – raio interno do cilindro e

$t$  – a espessura.

Considerando que a tensão limite de escoamento do material do tubo é de 346,5 MPa [28], a tensão circunferencial representa 25 % desta. Isto significa, por um lado, que está se operando com um elevado fator de segurança (4,0) e que, ao mesmo tempo, está se induzindo uma tensão significativa, de modo a permitir conhecer a influência desta no fenômeno da perfuração.

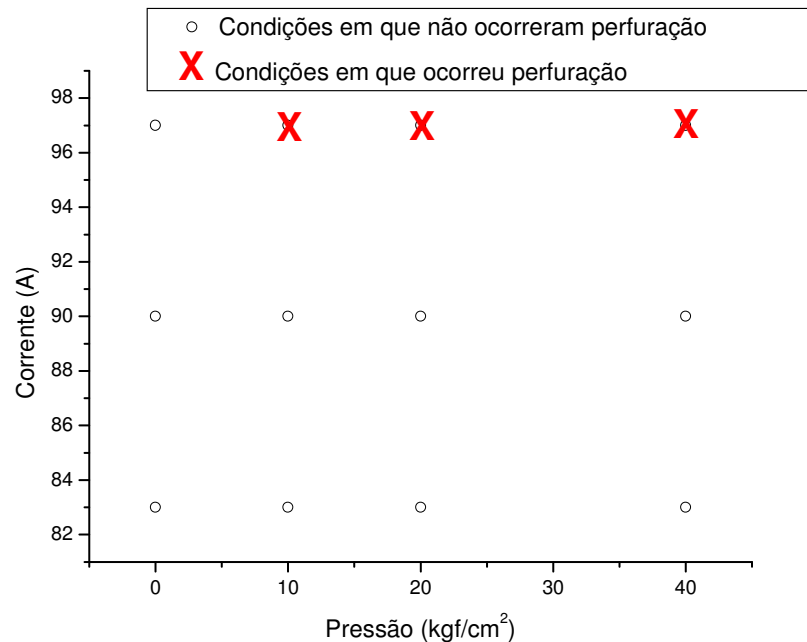
A seguir é apresentada uma tabela com as condições experimentais e o resultado da ocorrência ou não de perfuração.

*Tabela 5.5 – Matriz de ensaios para soldagens realizadas com tubo de 3,2 mm à várias pressões: atmosférica, 10, 20 e 40 kg/cm<sup>2</sup>.*

Item	CP	Pressão (kg/cm <sup>2</sup> )	Vs (cm/min)	Aporte (kJ/cm)	Imed (A)	Perfuração
1	AU-3-P0-01	0 *	10,0	6,0	83	ok
2	AU-3-P0-02	0 *	10,0	6,5	90	ok
3	AU-3-P0-03	0 *	10,0	7,0	97	ok
4	AU-3-P1-01	10	10,0	6,0	83	ok
5	AU-3-P1-02	10	10,0	6,5	90	ok
6	AU-3-P1-03	10	10,0	7,0	97	Perfurou
7	AU-3-P2-01	20	10,0	6,0	83	ok
8	AU-3-P2-02	20	10,0	6,5	90	ok
9	AU-3-P2-03	20	10,0	7,0	97	Perfurou
10	AU-3-P4-01	40	10,0	6,0	83	ok
11	AU-3-P4-02	40	10,0	6,5	90	ok
12	AU-3-P4-03	40	10,0	7,0	97	Perfurou

\* - Pressão atmosférica

O gráfico da figura 5.5 mostra as soldas que perfuraram marcadas com símbolo “X” e as que não perfuraram, marcadas com símbolo “O” em função da pressão interna e da corrente nos eixos X e Y, respectivamente.



*Figura 5.5 – Mapeamento das condições experimentais com indicação da ocorrência da perfuração. Soldagens TIG autógenas com CC constante sobre chapa de 3,2 mm, com Vs= 10 cm/min.*

Todos os tubos perfuraram com a mesma corrente, independente da pressão interna, que variou de 10 a 40 kg/cm<sup>2</sup>. É interessante notar também que as condições em que ocorreu perfuração foram similares aquelas para soldagem autógena sobre chapa (sem pressão interna). Na tabela 5.1 pode ser observado que para as soldagens em chapa de 3,2 mm, usando CC constante e velocidades de 10 cm/min., a perfuração ocorreu só para a corrente de 101 A (CP AU-3-03) o que correspondeu a uma energia de 7,3 kJ/cm. Neste caso, a perfuração ocorreu com energia de 7,0 kJ/cm. Essa pequena diferença pode estar associada simplesmente ao fato de não ter usado exatamente os mesmos valores de corrente. Os fatos expostos confirmam os estudos de Bruce [4], segundo os quais a pressão não tem influência sobre a perfuração, pois em função do pequeno tamanho da região aquecida, as tensões seriam distribuídas ao redor da solda.

Nas soldas realizadas pelo processo TIG, com pressão interna, a cratera deixada pela perfuração é bastante peculiar. A superfície dela fica limpa (pois o líquido é rapidamente ejetado pelo fluido sob pressão), lisa, com formato semi-esférico, tendo um pequeno furo no centro. Este furo tem diâmetro da ordem de 1 mm, e uma certa profundidade. Isto quer dizer que quando ocorre a perfuração, nem toda a espessura do tubo foi fundida. A figura 5.6 apresenta algumas imagens de perfurações que ocorreram durante os ensaios. Na figura 5.7 pode se verificar um corte longitudinal na região do cordão onde houve a perfuração. Verifica-se ainda na mesma figura a espessura não fundida, imediatamente antes do momento da perfuração.

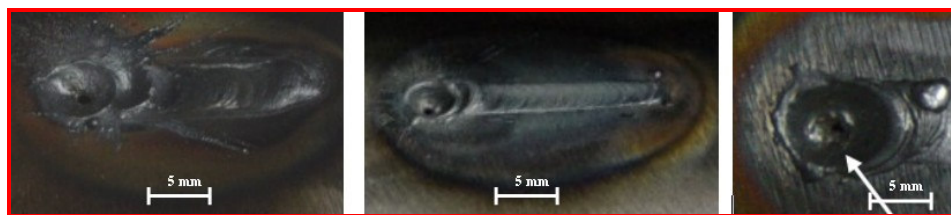


Figura 5.6 – Imagens de perfuração. Corpos de prova: AU-3-P2-03/P1-03 e AL-3-200. Em todos os casos  $V_s = 10,0$  cm/min e  $I = 97A$ .



Figura 5.7 – Corte transversal de uma cratera e furo produzidos na perfuração durante a soldagem com tubo pressurizado. Espessura 3,2 mm, corrente de soldagem 97A,  $V_s = 10,0$  cm/min.

## 5.2 Ensaios com o processo TIG usando alimentação de arame

### 5.2.1 Ensaios para determinar as faixas de velocidade de arame adequadas

Foram realizados os cordões de solda, conforme estabelecido na tabela 5.6 e então foram testados os limites inferior e superior de alimentação de arame possíveis para cada nível de energia.

*Tabela 5.6 – Matriz de ensaios e resultados.*

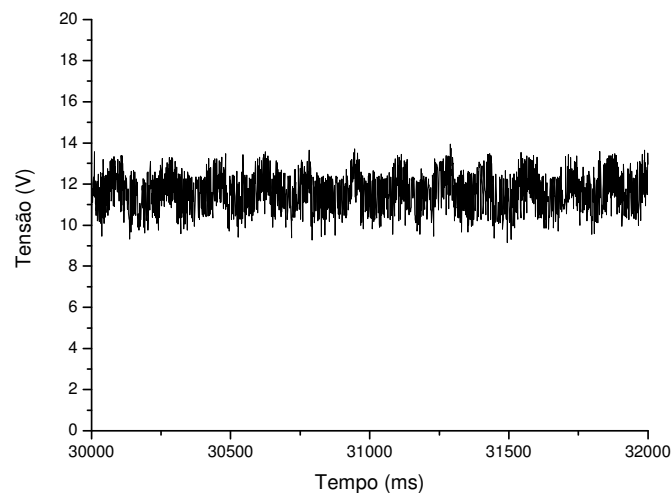
Item	CP	Espess (mm)	Vs (cm/min)	Imed (A)	Pot. Arc (W)	Ipulso (A)	I base (A)	Var (m/min)
1	AL-3-01	3,2	12,6	88	1013,7	CC-cte		1,15
2	AL-3-02	3,2	12,6	88	1093,0			0,51
3	AL-3-03	3,2	12,6	104	1192,6			1,26
4	AL-3-04	3,2	12,6	104	1213,3			0,51
5	AL-3-05	3,2	12,6	122	1464,0			1,90
6	AL-3-06	3,2	12,6	122	1549,4			0,51
7	AL-3-07	3,2	12,6	88	1181,1	161	15	0,83
8	AL-3-08	3,2	12,6	88	1190,0	161	15	0,51
9	AL-3-09	3,2	12,6	104	1368,8	192	15	0,94
10	AL-3-10	3,2	12,6	104	1358,5	192	15	0,51
11	AL-3-11	3,2	12,6	122	1464,0	229	15	1,15
12	AL-3-12	3,2	12,6	122	1634,8	229	15	0,94
13	AL-4-01	4,8	12,6	126	1517,3	CC-cte		1,37
14	AL-4-02	4,8	12,6	126	1479,3			0,51
15	AL-4-03	4,8	12,6	149	1680,9			2,01
16	AL-4-04	4,8	12,6	149	1874,3			0,51
17	AL-4-05	4,8	12,6	175	2065,0			2,44
18	AL-4-06	4,8	12,6	175	2432,5			0,51
19	AL-4-07	4,8	12,6	126	1643,7	238	15	0,94
20	AL-4-08	4,8	12,6	126	1719,6	238	15	0,51
21	AL-4-09	4,8	12,6	149	1859,4	283	15	1,04
22	AL-4-10	4,8	12,6	149	2008,1	283	15	0,51
23	AL-4-11	4,8	12,6	175	2327,5	335	15	1,15
24	AL-4-12	4,8	12,6	175	2450,0	335	15	0,51

Quando os testes foram realizados com a alimentação do arame na metade da distância entre o eletrodo de tungstênio e a poça fundida, verificou-se a presença de gotas solidificadas na margem da solda, como resultado da transferência instável da gota fundida, ver figura 5.8. A melhor posição encontrada para alimentação de arame foi com a ponta do arame bem próxima da poça fundida, a aproximadamente 1 mm, ou mesmo encostando nela.



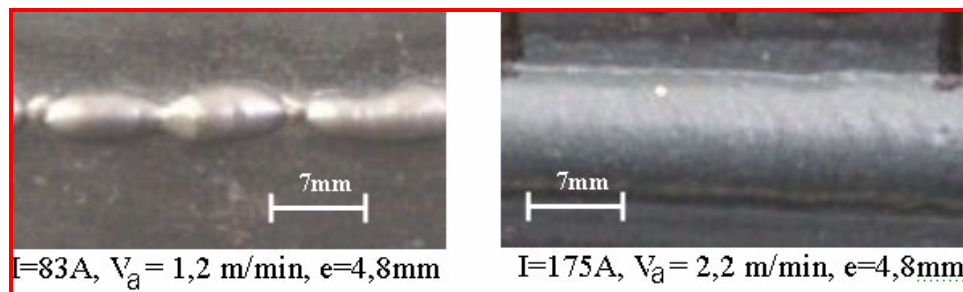
*Figura 5.8 – Presença de gotas solidificadas na margem do cordão na soldagem TIG com alimentação de arame. Corpo de prova AL-4-63.*

A definição do limite superior de velocidade de arame foi baseada na convexidade excessiva do cordão de solda, avaliada através da relação entre largura,  $b$ , e altura,  $a$ , do mesmo. Além disso, foi analisada a estabilidade do arco, usando para isso os oscilogramas de tensão, na forma proposta por Delgado [24]. Na figura 5.9 apresenta-se um oscilograma de um dos ensaios realizados, que segundo Delgado, corresponde a uma velocidade de arame demasiado alta. Para verificar isso podem ser vistos os oscilogramas de referência apresentados no item 3.9.3, deste trabalho.



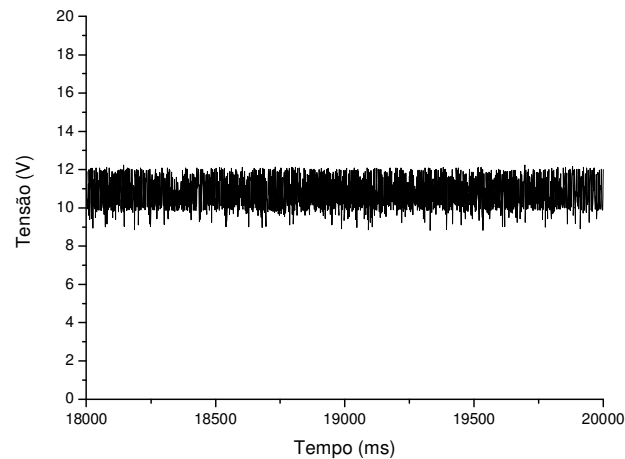
*Figura 5.9 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação excessiva de arame, obtido no ensaio do corpo de prova AL-3-03.*

Velocidades de alimentação de arame muito elevadas produzem cordões irregulares (isto é, com seção transversal variável), com baixa molhabilidade (que resulta em alta convexidade) e pequena penetração. A figura 5.10 apresenta um caso de velocidade de alimentação de arame excessiva e outro com velocidade adequada.



*Figura 5.10 – Cordões realizados com  $V_a$  (Velocidade do arame) acima do limite superior (esquerda) e com  $V_a$  adequada (direita) ambos com CC constante.*

Os valores ótimos de velocidade de alimentação de arame foram definidos como a média dos valores máximos e mínimos possíveis. Foram então realizados os corpos de prova com os valores definidos e então confrontados os oscilogramas de tensão com o de referência [24]. Na figura 5.11 é apresentado um oscilograma de tensão de um ensaio realizado com velocidade ótima de alimentação de arame. Também nestes casos se comparou com os oscilogramas de referência [24], conforme a figura 3.11. Para os casos de velocidade mínima não foi atingida uma condição tão crítica como a descrita por Delgado [24], em função da limitação operacional do sistema, que não permite alimentar o arame a velocidades inferiores a 0,5 m/min. Em todas as condições testadas com  $V_{ar} = 0,5$  m/min, o cordão teve convexidade aceitável e ausência de defeitos.



*Figura 5.11 – Oscilogramas de tensão na condição de alimentação com velocidade ótima de arame, referente ao corpo de prova AL-3-25.*

Desta forma, foram construídas as curvas de velocidade máxima e mínima de alimentação de arame, e como resultado foi calculado o valor médio, denominado a partir daqui de valor ótimo (veja as figuras 5.12 e 5.13, para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm, respectivamente).

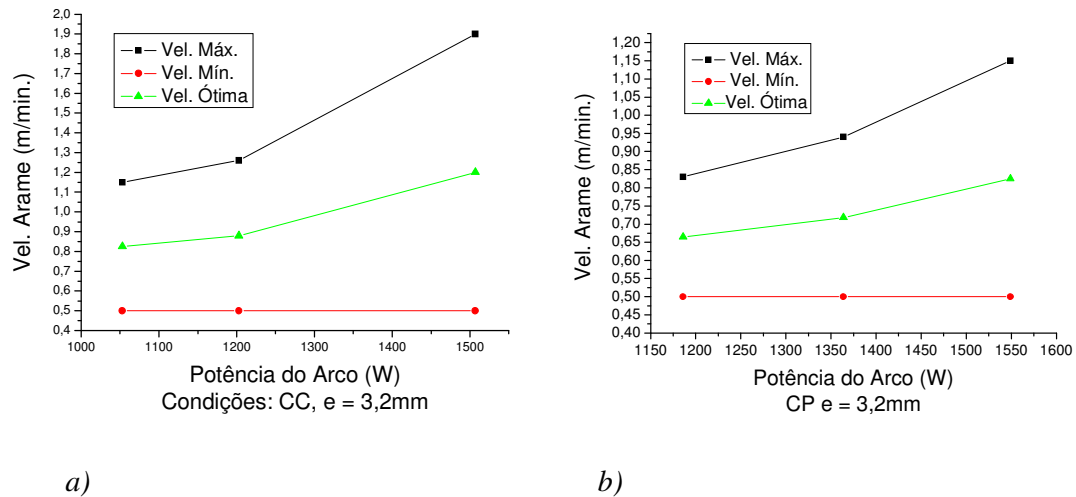


Figura 5.12 – Faixa operacional da velocidade de alimentação do arame, ao soldar em chapa de 3,2 mm: a) com CCC; b) com CCP.

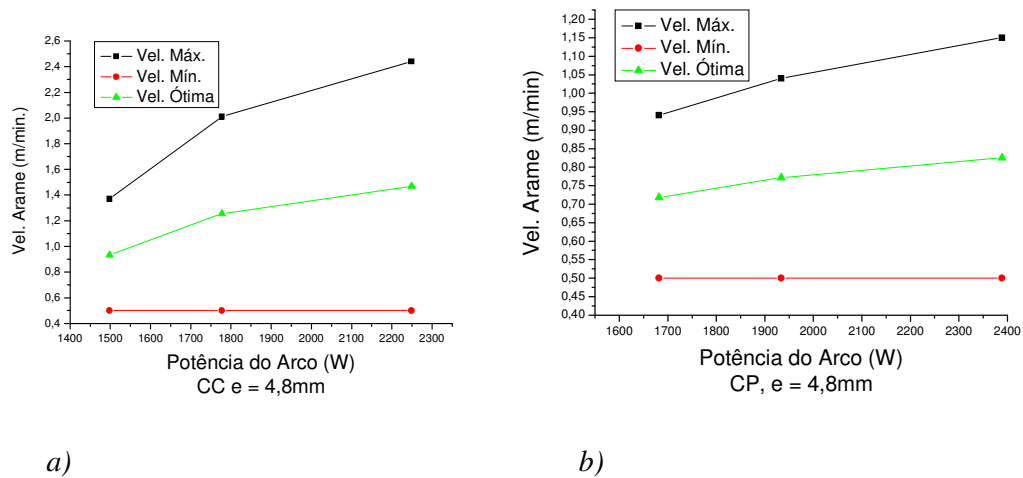


Figura 5.13 – Faixa operacional da velocidade de alimentação do arame, ao soldar em chapa de 4,8 mm: a) com CCC; b) com CCP.

Nas figuras 5.12 e 5.13 pode ser observado que:

- Ao aumentar a potência do arco, aumenta a velocidade de alimentação ótima, numa relação aproximadamente linear.
- Ao aumentar a potência do arco, aumenta, em termos absolutos, a faixa operacional para a velocidade do arame.

Por outro lado, mesmo com baixas potências do arco (como as que seriam usadas para evitar perfuração), a faixa de velocidades utilizável é bastante ampla. Por exemplo, para chapa de 3,2 mm e potência do arco de 1050 W, podem ser usadas velocidades entre 0,5 e 1,1 m/min, com bons resultados. Isso significa que o processo é bastante robusto, admite variações na velocidade sem prejudicar o resultado final.

Para facilitar a análise dos resultados é apresentado o gráfico da figura 5.14, com as faixas de velocidade ótimas para os quatro casos estudados (duas espessuras e dois tipos de corrente).

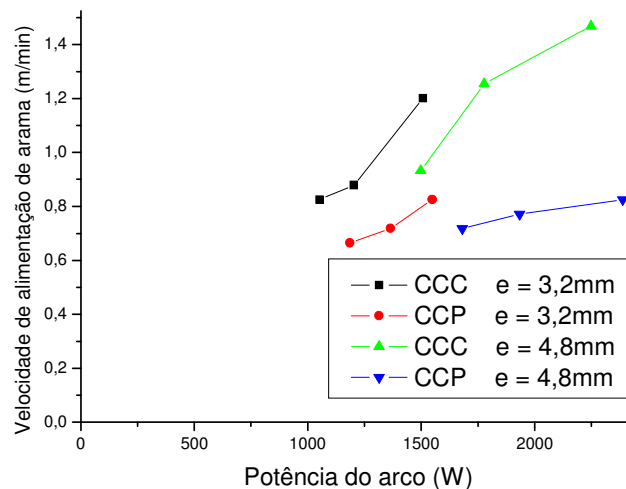


Figura 5.14 – Velocidades ótimas para alimentação do arame de 1 mm de diâmetro, em função da potência do arco, para duas espessuras e dois tipos de corrente (CCC e CCP).

Para a soldagem com corrente contínua pulsada (CCP) as velocidades de alimentação de arame ótimas são menores que para corrente contínua constante (CCC), comparando para os mesmos valores de potência do arco. Isto, a primeira vista, parece estranho, pois os pulsos de corrente ao usar CCP garantem um maior rendimento de fusão. Entretanto, nas soldagens com CCP trabalhou-se com velocidade do arame constante, devido à limitação do equipamento disponível no laboratório. Acontece que na soldagem com corrente contínua pulsada, nos instantes em que a corrente está no patamar de base, a energia do arco não é suficiente para realizar a fusão do material de adição e o mesmo, que continua sendo alimentado, colide com o metal de base, deixando o processo instável. Com isso, se define o limite da velocidade de alimentação como aquele em que o arame começa a entrar em choque com o metal. É provável que valores superiores de alimentação de arame sejam possíveis quando se utilize um alimentador de arame com capacidade de trabalhar com velocidade pulsante, na mesma



freqüência do arco. Para tentar minimizar este problema, nos ensaios realizados duplicou-se o valor da freqüência de pulsação, diminuindo os tempos de pulso e de base de 0,5 s para 0,25 s, respectivamente.

A partir dos valores de velocidades ótimas obtidos, foram ajustadas por regressão de mínimos quadrados as curvas polinomiais descritas pelas seguintes equações:

- Para chapa de 3,2 mm soldada com CCC:  $Va = 1,544 \times 10^{-7} Ei^2 - 0,00312 Ei + 2,404$  (16)

- Para chapa de 3,2 mm soldada com CCP:  $Va = 7,667 \times 10^{-8} Ei^2 - 0,00165 Ei + 1,548$  (17)

- Para chapa de 4,8 mm soldada com CCC:  $Va = -9,230 \times 10^{-8} Ei^2 + 0,00419 Ei - 3,264$  (18)

- Para chapa de 4,8 mm soldada com CCP:  $Va = -1,340 \times 10^{-8} Ei^2 + 6,968 \times 10^{-5} Ei - 0,0747$  (19)

Sendo:

$Ei$  – Energia de soldagem (em kJ/cm) e

$Va$  – velocidade do arame (em m/min.)

Essas equações foram utilizadas para definir as velocidades a usar nos ensaios descritos nos itens seguintes.

### 5.2.2 Ensaios em chapas com TIG alimentado

Na tabela 5.7 são apresentadas as condições da deposição de cordão sobre chapas de 3,2 e 4,8 mm e os resultados obtidos com relação ao parâmetro de geometria do cordão.

Tabela 5.7 – Matriz de ensaios para deposição de cordão sobre chapa.

Item	CP	Espess (mm)	Vs (cm/min)	Aporte (kJ/cm)	Imed (A)	Ipulso (A)	I base (A)	Pot. Arco (W)	Var (m/min)	Relação a/b
1	AL-3-21	3,20	10,00	6,00	83,33			958,3	0,8	0,8
2	AL-3-22	3,20	10,00	6,50	90,28			1.038,2	0,8	0,4
3	AL-3-23	3,20	10,00	7,00	97,22			1.118,1	0,8	0,4
4	AL-3-24	3,20	12,60	6,00	105,00			1.218,0	0,9	0,4
5	AL-3-25	3,20	12,60	6,50	113,75			1.365,0	1,0	0,3
6	AL-3-26	3,20	12,60	7,00	122,50			1.506,8	1,2	0,2
7	AL-3-27	3,20	15,60	6,00	130,00			1.560,0	1,3	0,3
8	AL-3-28	3,20	15,60	6,50	140,83			1.690,0	1,5	0,3
9	AL-3-29	3,20	15,60	7,00	151,67			1.820,0	1,7	0,3
10	AL-3-30	3,20	10,00	6,00	83,33	152	15,0	1.000,0	0,6	0,3
11	AL-3-31	3,20	10,00	6,50	90,28	166	15,0	1.083,3	0,7	0,2
12	AL-3-32	3,20	10,00	7,00	97,22	179	15,0	1.166,7	0,7	0,2
13	AL-3-33	3,20	12,60	6,00	105,00	195	15,0	1.260,0	0,7	0,1
14	AL-3-34	3,20	12,60	6,50	113,75	213	15,0	1.365,0	0,7	0,1
15	AL-3-35	3,20	12,60	7,00	122,50	230	15,0	1.470,0	0,8	0,1
16	AL-3-36	3,20	15,60	6,00	130,00	245	15,0	1.560,0	0,8	0,1
17	AL-3-37	3,20	15,60	6,50	140,83	267	15,0	1.690,0	0,9	0,1
18	AL-3-38	3,20	15,60	7,00	151,67	288	15,0	1.820,0	1,0	0,1
19	AL-4-50	4,80	10,00	8,00	111,11			1.333,3	0,7	0,4
20	AL-4-51	4,80	10,00	9,00	125,00			1.500,0	0,9	0,3
21	AL-4-52	4,80	10,00	10,00	138,89			1.666,7	1,1	0,3
22	AL-4-53	4,80	12,60	8,00	140,00			1.680,0	1,2	0,3
23	AL-4-54	4,80	12,60	9,00	157,50			1.890,0	1,3	0,4
24	AL-4-55	4,80	12,60	10,00	175,00			2.100,0	1,4	0,2
25	AL-4-56	4,80	15,60	8,00	173,33			2.080,0	1,4	0,2
26	AL-4-57	4,80	15,60	9,00	195,00			2.340,0	1,5	0,3
27	AL-4-58	4,80	15,60	10,00	216,67			2.600,0	1,5	0,3
28	AL-4-59	4,80	10,00	8,00	111,11	207	15,0	1.444,4	0,7	0,3
29	AL-4-60	4,80	10,00	9,00	125,00	235	15,0	1.625,0	0,7	0,3
30	AL-4-61	4,80	10,00	10,00	138,89	263	15,0	1.805,6	0,8	0,2
31	AL-4-62	4,80	12,60	8,00	140,00	265	15,0	1.820,0	0,8	0,3
32	AL-4-63	4,80	12,60	9,00	157,50	300	15,0	2.047,5	0,8	0,2
33	AL-4-64	4,80	12,60	10,00	175,00	335	15,0	2.450,0	0,8	0,2
34	AL-4-65	4,80	15,60	8,00	173,33	332	15,0	2.426,7	0,8	0,1
35	AL-4-66	4,80	15,60	9,00	195,00	375	15,0	2.730,0	0,8	0,2
36	AL-4-67	4,80	15,60	10,00	216,67	418	15,0	3.250,0	0,9	0,1

Para o mesmo nível de energia de soldagem, valores mais altos de corrente produzem cordões mais largos, com melhor molhabilidade e com relação  $a/b^8$  menor, o que é bom, por exemplo, na recuperação de espessura por deposição de solda. A figura 5.15 a seguir apresenta três cordões soldados com a mesma energia, mas correntes e velocidades de soldagem diferentes. Já as figuras 5.16 a 5.18 mostram o parâmetro referente à convexidade dos cordões soldados nos ensaios realizados neste item.

<sup>8</sup> **a** – representa a largura do cordão e **b** a altura.

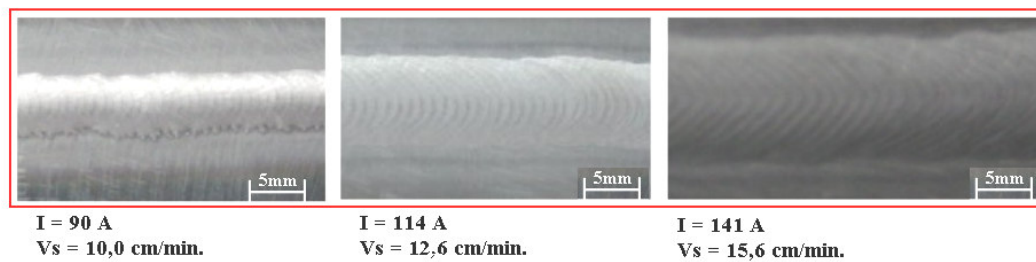


Figura 5.15 – Corpos de prova AL-3-31, 34 e 37, soldados com o mesmo nível de energia (6,5 kJ/cm), mas com condições diferentes.

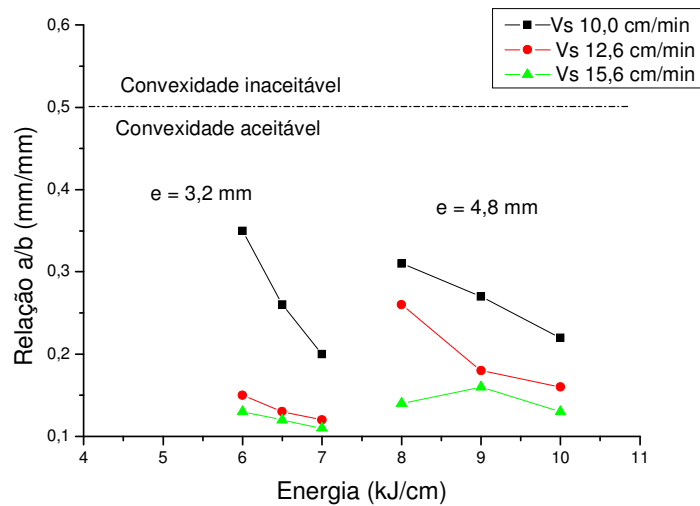


Figura 5.16 – Relação a/b vs. aporte, para todos os corpos de prova soldados com corrente contínua pulsada.

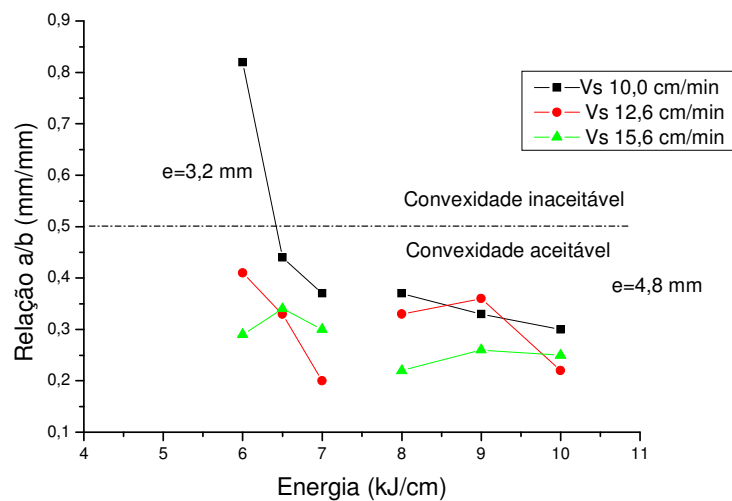


Figura 5.17 – Relação a/b vs. aporte, para todos os corpos de prova soldados com corrente contínua constante.

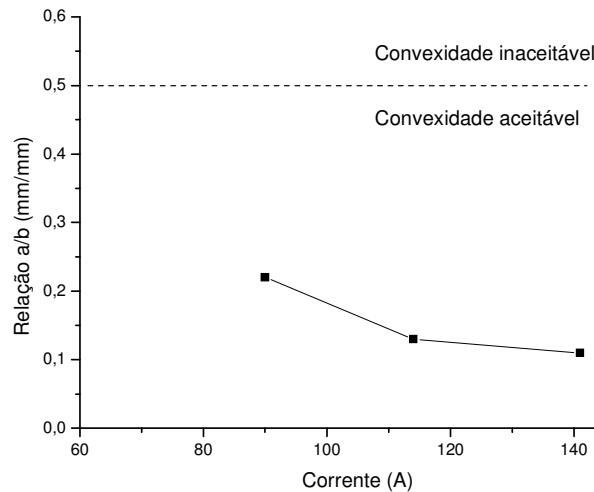


Figura 5.18 – Relação  $a/b$  vs. corrente, para condições com mesmo aporte de calor ( 6,5 kJ/cm). Corpos de prova AL-3-31, 34 e 37. Velocidades de 10,0, 12,6 e 15,6 cm/min.

Na figura 5.16 é apresentada a relação  $a/b$  em função da energia, para várias velocidades de soldagem e espessura de chapa. Em todas as condições experimentais, a relação  $a/b$  foi menor que 0,5, o que indica uma baixa convexidade. Para quaisquer valores específicos de espessura e velocidade de soldagem, energias mais altas geram cordões com menor relação  $a/b$ , melhorando o acabamento do cordão, o que facilita o processo de recobrimento do metal de base. Entretanto, há que se tomar cuidado com o fato de que maiores energias são associadas, principalmente, a um aumento do risco de perfuração.

Na tabela 5.8 são apresentadas as condições experimentais e os valores de temperatura de pico calculados na face oposta ao arco, com o intuito de verificar a aplicabilidade do modelo analítico de Santos para a transferência de calor em soldagem [13].

Um dado de entrada fundamental no aplicativo é a temperatura  $Ac_1$ , que requer uma análise crítica quanto ao seu valor mais adequado. O valor da temperatura  $Ac_1$  pode alterar em função de condições como espessura da chapa e pré-aquecimento que alteram a velocidade de aquecimento. Os resultados deste trabalho mostraram ser mais apropriado utilizar o valor de  $Ac_1$  corrigido em função da alta taxa de aquecimento em que está submetido um corpo de prova soldado [29]. Assim, o valor de  $Ac_1$  utilizado foi de 792 °C, em vez do valor de equilíbrio.

Geralmente, as temperaturas críticas para um determinado aço são determinadas experimentalmente. Entretanto, algumas fórmulas empíricas que mostram o efeito dos elementos de liga nas temperaturas críticas têm sido desenvolvidas através da análise de diversos dados experimentais. A fórmula 20 calcula a temperatura  $Ac_1$  em graus Celsius [30].

$$Ac_1 = 723 - 10.7Mn - 16.9Ni + 29.1Si + 16.9Cr \quad (20)$$

O valor de  $Ac_1$ , calculado segundo a fórmula (20) para o material utilizado foi de 730 °C.

Esta fórmula apresenta outra forma de descrever o efeito dos elementos de liga no diagrama Fe-C e o comportamento de transformação dos aços. Elementos que estabilizam a austenita abaixam a temperatura  $Ac_1$ , como evidenciado pela sua contribuição negativa na equação anterior, já elementos que estabilizam a ferrita ou carbonetos aumentam a temperatura  $Ac_1$  e têm uma contribuição positiva na fórmula. Segundo a equação, o efeito do C pode ser desconsiderado [30, 31].

O melhor comportamento do aplicativo foi observado no cálculo do campo de temperaturas com fluxo de calor tridimensional em vez de bidimensional. Isto foi possível verificar através da análise da convergência dos resultados, verificada pelos pontos de controle que são os mesmos pontos de temperatura conhecida com que se alimenta o programa. Se o fluxo de calor for completamente bidimensional, com valores iguais para a largura da ZTA nas faces superior e inferior, o aplicativo não converge. Este comportamento foi observado quando a diferença entre as larguras era menor do que 0,1 %. Outra situação de comportamento instável é a aplicação para cálculos onde os valores da semi-largura da ZTA é igual ou superior a 9,0 mm.

*Tabela 5.8 – Resultados de temperatura máxima que a face oposta à soldagem experimentou, durante a soldagem com TIG alimentado, deposição simples sobre chapa, nas espessuras de 3,2 e 4,8mm.*

Item	CP	Espess (mm)	Vs (cm/min)	Imed (A)	V (V)	LZTAs/2 (mm)	LZTAi/2 (mm)	H ZTA (mm)	$\eta$	$\sigma$ (mm)	T * (°C)
1	AL-3-21	3,2	10,00	83	10,4	4,89	4,76	-	0,675	1,408	1.211
2	AL-3-22	3,2	10,00	90	11,0	5,10	4,96	-	0,606	1,632	1.207
3	AL-3-23	3,2	10,00	97	11,8	6,52	6,28	-	0,677	3,039	1.269
4	AL-3-24	3,2	12,60	105	9,9	5,65	5,49	-	0,698	2,2	1.190
5	AL-3-25	3,2	12,60	114	10,7	6,47	6,28	-	0,659	2,970	1.179
6	AL-3-26	3,2	12,60	123	11,1	7,45	7,27	-	0,665	3,745	1.186
7	AL-3-27	3,2	15,60	130	11,7	7,01	6,82	-	0,669	3,630	1.209
8	AL-3-28	3,2	15,60	141	11,8	6,80	6,67	-	0,599	3,215	1.247
9	AL-3-29	3,2	15,60	152	12,0	7,27	7,19	-	0,580	3,354	1.296
10	AL-3-30	3,2	10,00	81	12,7	5,90	5,90	-	0,652	1,593	1.334
11	AL-3-31	3,2	10,00	87	12,4	5,07	4,10	-	0,547	3,329	936
12	AL-3-32	3,2	10,00	95	11,8	7,07	6,88	-	0,675	3,325	1.193
13	AL-3-33	3,2	12,60	104	14,5	7,45	7,40	-	0,625	3,080	1.357
14	AL-3-34	3,2	12,60	114	13,2	8,18	8,15	-	0,675	3,459	1.386
15	AL-3-35	3,2	12,60	122	13,5	7,12	6,74	-	0,549	4,326	1.106
16	AL-3-36	3,2	15,60	124	13,1	8,27	8,20	-	0,748	4,147	1.333
17	AL-3-37	3,2	15,60	135	13,8	8,24	8,17	-	0,652	4,122	1.337
18	AL-3-38	3,2	15,60	144	14,3	9,48	9,44	-	**	**	**
19	AL-4-50	4,8	10,00	112	11,7	4,35	-	3,5	0,534	2,486	763
20	AL-4-51	4,8	10,00	124	12,1	5,67	2,80	-	0,606	4,060	834
21	AL-4-52	4,8	10,00	139	12,2	5,87	3,60	-	0,546	3,785	873
22	AL-4-53	4,8	12,60	139	12,4	5,30	1,47	-	0,587	4,014	817
23	AL-4-54	4,8	12,60	155	11,8	5,60	2,54	-	0,571	4,154	830
24	AL-4-55	4,8	12,60	175	13,7	6,57	4,64	-	0,504	4,612	912
25	AL-4-56	4,8	15,60	175	12,5	5,94	3,10	-	0,550	4,738	848
26	AL-4-57	4,8	15,60	194	13,5	7,04	5,54	-	0,571	4,712	975
27	AL-4-58	4,8	15,60	216	14,6	8,31	7,06	-	0,568	6,246	999
28	AL-4-59	4,8	10,00	107	12,0	6,07	3,37	-	0,764	4,757	837
29	AL-4-60	4,8	10,00	121	12,8	5,76	3,75	-	0,583	3,351	892
30	AL-4-61	4,8	10,00	135	13,5	7,18	5,77	-	0,606	4,525	961
31	AL-4-62	4,8	12,60	132	13,6	5,94	3,60	-	0,607	4,057	874
32	AL-4-63	4,8	12,60	148	15,3	6,77	5,57	-	0,543	3,781	1.013
33	AL-4-64	4,8	12,60	163	15,4	7,74	6,81	-	0,556	4,484	1.064
34	AL-4-65	4,8	15,60	164	15,4	6,70	4,94	-	0,565	4,614	941
35	AL-4-66	4,8	15,60	184	15,5	6,95	5,83	-	0,519	3,980	1.045
36	AL-4-67	4,8	15,60	201	15,3	8,59	7,92	-	0,595	5,094	1.141

\* - Temperatura calculada considerando Ac1 = 792 °C

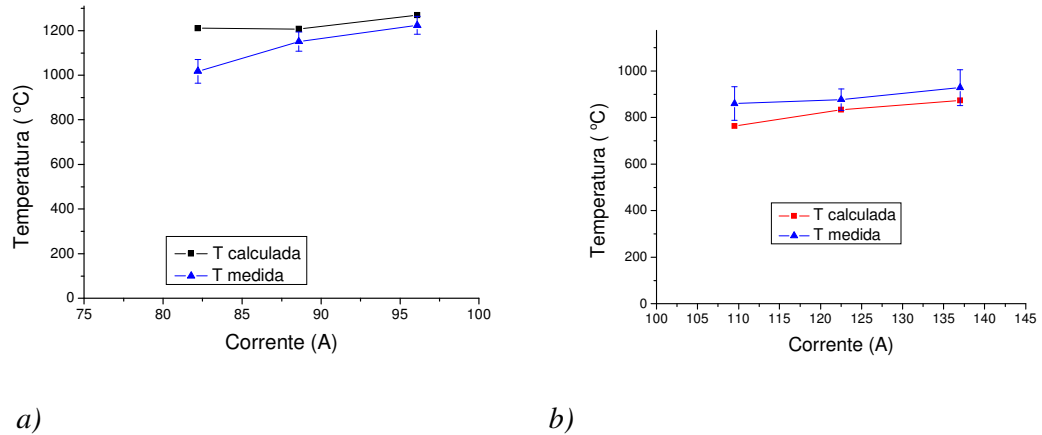
\*\* - Valores não calculados, pois o programa não converge para valores de Lztas/2 superiores a 9.

Na figura 5.19 são comparadas as temperaturas medidas com termopar e as obtidas mediante o modelo de Santos, da maneira descrita no item 3.10. Enquanto que para a espessura de 3,2 mm as temperaturas calculadas ficaram aproximadamente 50 °C acima das medidas com termopar, com a espessura de 4,8 mm ocorreu o contrário: as temperaturas calculadas foram menores que as observadas (ao redor de 50 °C). Um melhor ajuste não poderia ser obtido variando os parâmetros da fonte de calor ( $\eta$ ,  $\sigma$ ). Portanto, decidiu-se trabalhar com esses níveis de erro observados. As incertezas mostradas na figura 5.19 foram calculadas conforme as fórmulas 3 – 8 descritas no item 3.11.

Por outro lado, as temperaturas calculadas nos pontos de máxima penetração do cordão, deram valores bastantes dispersos, em geral acima da temperatura de fusão do material. Esse efeito era esperado, em função que o modelo de Santos não permite considerar a transferência

de calor resultante da convecção dentro da poça fundida, pois ela envolve fenômenos hidrodinâmicos bastante complexos de modelar.

Em função disso, o perfil de temperatura obtido entre pontos da ZTA que experimentaram temperaturas de pico próximas da temperatura de fusão não é confiável e, por essa razão, não é possível aplicar o critério de Sabapathy [1], que considera a perda de resistência do material quando exposto a altas temperaturas.



a)

b)

Figura 5.19 – Temperaturas máximas na face oposta ao arco com CCC, calculadas e medidas com termopar: a) chapa de 3,2 mm; b) chapa de 4,8 mm.

Na figura 5.20 são apresentados três ciclos térmicos medidos, de onde se obtiveram os picos de temperatura na raiz da solda. Apesar das medidas terem sido feitas em ensaios diferentes, as mesmas são apresentadas num único gráfico.

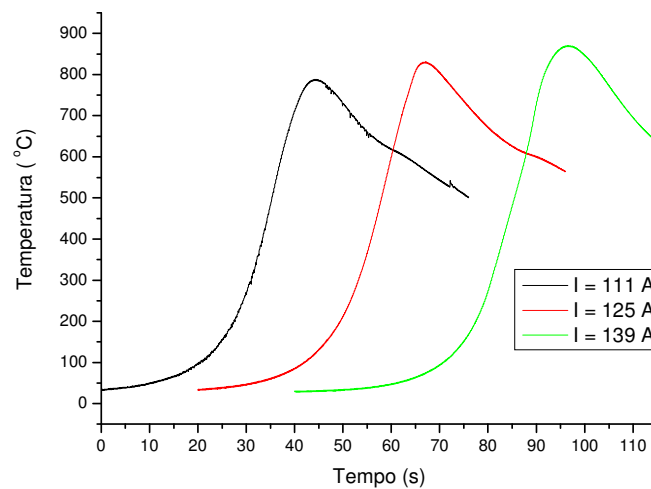


Figura 5.20 – Ciclos térmicos medidos com termopar na superfície oposta ao arco em 3 CPs: AL-4-50, 51 e 52.

Na figura 5.21 são apresentadas as temperaturas máximas na face oposta ao arco, calculadas com base na isoterma  $Ac_1$ . O gráfico referente à chapa de 4,8 mm (figura 5.21, “a”) permite observar o comportamento crescente da temperatura na face oposta à soldagem em função do aumento de corrente, mesmo quando se consideram pontos com mesmo aporte térmico.

Para cada velocidade de soldagem, a temperatura de pico aumenta com a energia, como é relatado na literatura. Por outro lado, um aumento da energia (para uma certa velocidade de soldagem) foi obtida com um aumento da corrente na mesma proporção.

Ao comparar as temperaturas de pico para níveis similares de energia, verifica-se que com maiores velocidade de soldagem (e, portanto, maiores correntes) aumenta a temperatura de pico da forma significativa.

Comparando os resultados com CCC e CCP, através da figura 5.21 verifica-se que os valores apresentados para uma mesma corrente de soldagem também corresponde a um mesmo nível de energia. Então, para uma mesma energia obtida com iguais valores de velocidade e corrente média, a temperatura é maior com CCP. Isto é devido a que para ter a mesma corrente média, com CCP há que se usar maior corrente de pulso, que produz uma maior penetração e, portanto, maior temperatura de pico.



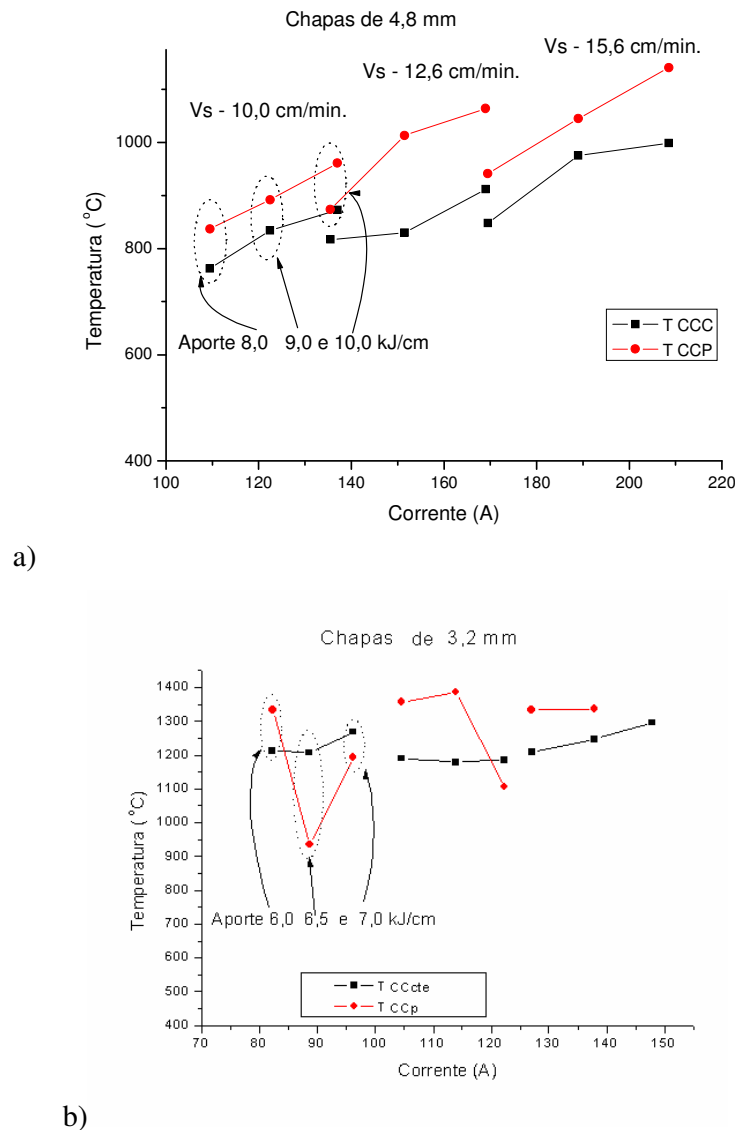


Figura 5.21 – Temperaturas máximas calculadas na face oposta à soldagem. Em ambos os casos as curvas se referem à soldagem com CC-cte e CC-pulsada. Figura a) 4,8 mm e b) 3,2 mm.

A figura 5.22 evidencia melhor o fato de que o aporte não pode ser usado como critério para especificação dos limites de segurança na soldagem em serviço, uma vez que a baixa correlação em conjunto com uma dispersão alta, da ordem de 10 %, caracterizam que não existe relação direta entre as variáveis. Por exemplo, para soldas realizadas com energia de 10,0 kJ/cm foram observados valores muito diferentes de temperatura de pico na superfície oposta ao arco, em função das condições específicas de soldagem, assim:

- para  $I = 135$  A e  $V_s = 10,0$  cm/min., a temperatura foi de 961 °C.
- para  $I = 201$  A e  $V_s = 15,6$  cm/min., a temperatura foi de 1141 °C.

Essa diferença, de 180 °C, pode corresponder a duas situações totalmente diferentes, uma conservativa e outra pouco conservativa.

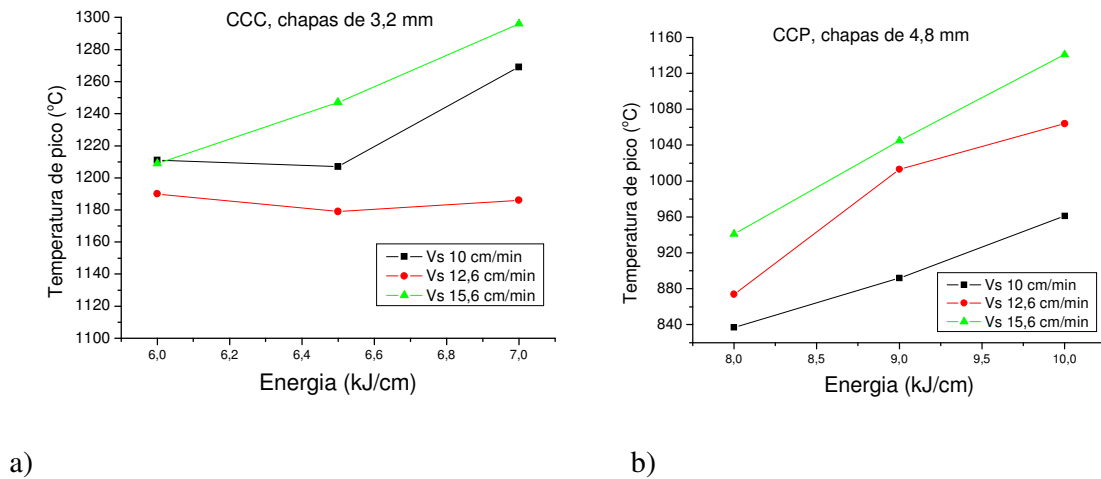


Figura 5.22 – Temperaturas de pico calculadas na face oposta à soldagem [13]. Curvas com mesma velocidade de soldagem.

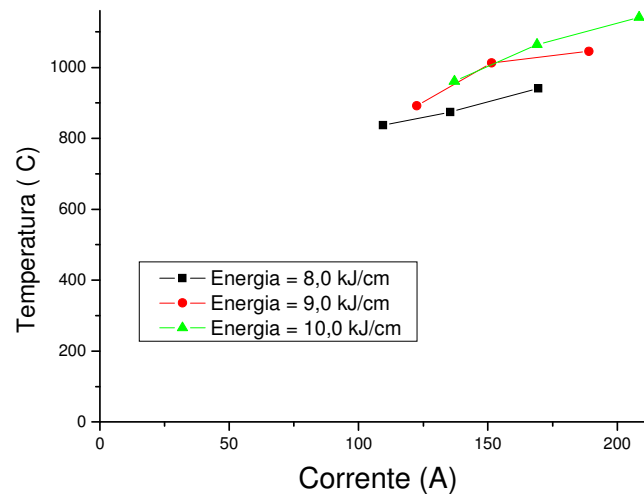
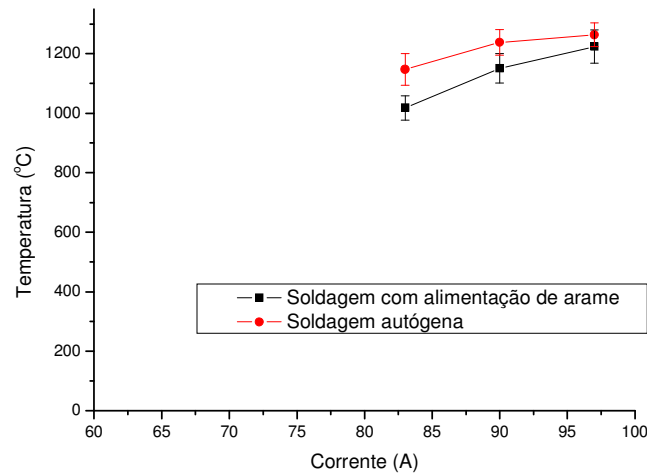


Figura 5.23 – Temperaturas máximas calculadas na face oposta à soldagem [13]. Curvas com mesma energia e correntes crescentes. CP's AL-4-59 a 67 (4,8 mm de espessura e CC-pulsada).

Foram medidas as temperaturas na face oposta ao arco nas soldagens realizadas de forma autógena e com alimentação de arame, mantendo o resto das condições iguais. Ao levar os valores de temperatura a um gráfico (figura 5.24) pode ser observado que ao alimentar arame há uma redução significativa da temperatura na superfície oposta ao arco, que varia entre 40 e 130 °C. Isto se justifica pelo fato de que parte da energia antes empregada na fusão do metal de base é utilizada para fundir o metal de adição e o aumento de material fundido na poça

funciona como barreira entre o arco e o metal de base, reduzindo desta forma a penetração e, como resultado, a temperatura na superfície.



*Figura 5.24 – Temperatura máxima experimental pela face oposta à soldagem. Espessura de 3,2 mm e velocidade de soldagem de 10,0 cm/min. CP's AL-3-21, 22 e 23 e os mesmos sem alimentação de arame. As incertezas foram calculadas conforme fórmulas de 3 – 8.*

Na tabela 5.9 são comparados os valores de produção<sup>9</sup> para as condições em que ocorreu perfuração em chapas de 3,2 mm na soldagem com TIG alimentado e nas condições em que Guerrero [32] observou a perfuração ao soldar com eletrodo revestido E 7018 de 3,2 mm de diâmetro.

*Tabela 5.9 – Comparação entre produtividade dos processos eletrodo revestido e TIG alimentado.*

*Soldagem de tubulação com 3,2 mm de espessura.*

	Condições de Perfuração	Produção (kg/h)	Fator de Carga (%)	Produtividade (kg/h)
Processo TIG alimentado	97A , pressão de 40 bar	0,37	100	0,37
Processo Eletrodo Revestido	94A, 14 cm/min e 9,2 kJ/cm	0,99	70	0,69

Os valores de produtividade foram calculados, seguindo a expressão:  $P = p \times Fc$ ,

(21)

Sendo:  $P$  – Produtividade;

$p$  – produção e

$Fc$  – fator de carga.

<sup>9</sup> Produção: massa de material depositado na unidade de tempo, estando o arco elétrico estabelecido.

O fator de carga<sup>10</sup> dependendo do tipo de reparo, pode ser muito maior no processo TIG do que no eletrodo revestido. Por exemplo, num reparo por deposição de solda, como o processo TIG não produz escória, pode-se atingir Fc próximo de 100 %, enquanto que com o eletrodo revestido não sobrepassaria 70%, em função da troca de eletrodo e limpeza da escória entre passes.

Os resultados de produtividade da ordem de 0,37 kg/h, para o processo TIG alimentado e 0,69 kg/h para o eletrodo revestido indicam um desempenho superior aparente para o eletrodo revestido. Contudo, apesar dos dados de produtividade serem, em princípio, desinteressantes, há que se considerar que a qualidade<sup>11</sup> do processo TIG, especificamente na soldagem em serviço, é em geral superior à conseguida com eletrodo revestido. Aspectos como retrabalho não foram computados neste cálculo, o que certamente diminuiria a produtividade do processo eletrodo revestido. Além disso, por produzir uma menor contaminação do metal de solda com hidrogênio, diminui o risco de ocorrer trincas a frio.

### 5.2.3 Soldas de filete em junta sobreposta com TIG alimentado

As soldagens de juntas sobrepostas, tiveram o intuito de simular as condições de transferência de calor que ocorrem na soldagem circunferencial entre a calha de reforço e o tubo. Nestes ensaios, as temperaturas na superfície oposta ao arco foram medidas com termopar, uma vez que o modelo analítico de Santos não pode ser aplicado a juntas sobrepostas. Os resultados são apresentados na tabela 5.10.

Para a execução dessas soldas de filete foram usadas as relações entre as velocidades de alimentação ótimas e a potência do arco levantadas nos depósitos simples sobre chapa (item 5.2.1, curvas dadas pelas equações 16 a 19). Esses valores mostraram-se adequados, haja vista que as soldas apresentaram baixa convexidade e ausência de defeitos (exceto na solda do CP ALF-3-21).

---

<sup>10</sup> Fator de carga: relação entre o tempo em que o arco está aberto, produzindo, e o tempo total de soldagem.

<sup>11</sup> Qualidade: capacidade do processo realizar a união com um nível de descontinuidades abaixo do limite aceitável. É característica do processo TIG a ausência de descontinuidades como: mordeduras, respingos e falta de fusão, dentre outras.

Para conseguir penetração<sup>12</sup> total na raiz da junta sobreposta, foi necessário impor correntes de soldagem superiores às aquelas aplicadas ao depósito de cordão sobre chapa. Para a espessura de 3,2 mm este aumento imposto foi de 8,5%, enquanto que para a espessura de 4,8 mm, foi de 25%. Este aumento é devido ao escoamento de calor superior na junta sobreposta, quando comparada à simples deposição de cordão sobre chapa.

*Tabela 5.10 – Condições utilizadas nas soldas de filete e temperaturas máximas medidas na face oposta ao arco, sob a chapa inferior da junta sobreposta.*

Item	CP	Espess (mm)	Vs (cm/min)	Aporte (kJ/cm)	Imed (A)	Var * (m/min)	Pot. Arc (W)	Temperatura (°C)
1	ALF-3-19	3,2	10,0	6,5	90	0,5	1083	900
2	ALF-3-20	3,2	10,0	7,0	97	0,5	1167	856
3	ALF-3-21	3,2	10,0	7,5	104	0,6	1250	940
4	ALF-3-22	3,2	12,6	6,5	114	0,7	1365	897
5	ALF-3-23	3,2	12,6	7,0	123	0,9	1470	968
6	ALF-3-24	3,2	12,6	7,5	131	1,1	1575	980
7	ALF-3-25	3,2	15,6	6,5	141	1,2	1690	904
8	ALF-3-26	3,2	15,6	7,0	152	1,3	1820	925
9	ALF-3-27	3,2	15,6	7,5	163	1,4	1950	1147
10	ALF-4-100	4,8	10,0	10,0	139	1,1	1667	606
11	ALF-4-101	4,8	10,0	11,0	153	1,3	1833	786
12	ALF-4-102	4,8	10,0	12,0	167	1,4	2000	872
13	ALF-4-103	4,8	12,6	10,0	175	1,4	2100	701
14	ALF-4-104	4,8	12,6	11,0	193	1,5	2310	953
15	ALF-4-105	4,8	12,6	12,0	210	1,5	2520	915
16	ALF-4-106	4,8	15,6	10,0	217	1,5	2600	709
17	ALF-4-107	4,8	15,6	11,0	238	1,5	2860	757
18	ALF-4-108	4,8	15,6	12,0	260	1,5	3120	794

\* Valores ótimos para cada nível de potência de arco, calculados em função da relação desenvolvida no item 5.4

A figura 5.25 apresenta as temperaturas máximas atingidas durante a soldagem das juntas sobrepostas, referente aos corpos de prova ALF-3-19 – 27 e ALF-4-100 – 108. As temperaturas na face oposta a soldagem são significativamente mais baixas nas chapas mais espessas. Para melhor quantificar este efeito é apresentada a tabela 5.11.

<sup>12</sup> Na soldagem de filete em junta sobreposta entende-se por penetração total aquela em que a raiz do cordão de solda atinge a aresta formada pelas superfícies que delimitam a junta a soldar.

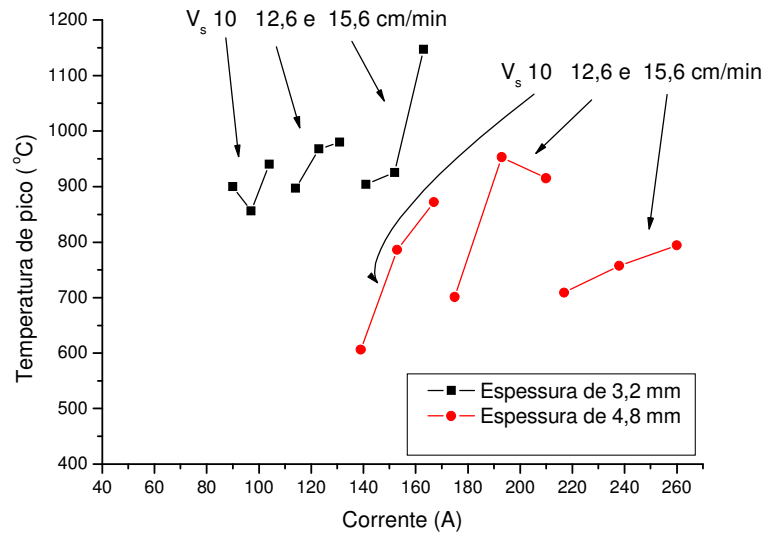


Figura 5.25 – Temperaturas máximas medidas com termopar na face oposta à soldagem.

A tabela 5.11 apresenta as condições utilizadas nas soldas de filete (chapas de 3,2 e 4,8 mm) e as temperaturas máximas medidas na face oposta ao arco, sob a chapa inferior da junta sobreposta. Repare que as condições para soldagem da junta sobreposta foram executadas com maior energia: 0,5 kJ/cm para a chapa de 3,2 mm e 2,0 kJ/cm para a chapa de 4,8 mm.

Da análise da tabela 5.11 infere-se que a soldagem das juntas sobrepostas, apesar de necessitar de uma corrente maior e maior energia, as temperaturas na face oposta à soldagem, medidas com termopar, foram significativamente mais baixas, em média 275 °C ( $1.222 - 946 = 275$  °C) para a junta com chapas de 3,2mm e 84 °C ( $872 - 788 = 84$  °C) para a junta de chapas de 4,8 mm.

*Tabela 5.11 – Condições utilizadas nas soldas de filete e temperaturas máximas medidas na face oposta ao arco, sob a chapa inferior da junta sobreposta.*

Cond. Soldagem		Cordão sobre chapa				Junta sobreposta			
Espess (mm)	vs (cm/min)	Energia KJ/cm	CP	Temp. Pico (°C)	Temp. Média (°C)	Energia KJ/cm	CP	Temp. Pico (°C)	Temp. Média (°C)
3,2	10,00	6,00	AL-3-21	1.211	1.222	6,50	ALF-3-19	900	946
3,2	10,00	6,50	AL-3-22	1.207		7,00	ALF-3-20	856	
3,2	10,00	7,00	AL-3-23	1.269		7,50	ALF-3-21	940	
3,2	12,60	6,00	AL-3-24	1.190		6,50	ALF-3-22	897	
3,2	12,60	6,50	AL-3-25	1.179		7,00	ALF-3-23	968	
3,2	12,60	7,00	AL-3-26	1.186		7,50	ALF-3-24	980	
3,2	15,60	6,00	AL-3-27	1.209		6,50	ALF-3-25	904	
3,2	15,60	6,50	AL-3-28	1.247		7,00	ALF-3-26	925	
3,2	15,60	7,00	AL-3-29	1.296		7,50	ALF-3-27	1.147	
4,8	10,00	8,00	AL-4-50	763	872	10,00	ALF-4-100	606	788
4,8	10,00	9,00	AL-4-51	834		11,00	ALF-4-101	786	
4,8	10,00	10,00	AL-4-52	873		12,00	ALF-4-102	872	
4,8	12,60	8,00	AL-4-53	817		10,00	ALF-4-103	701	
4,8	12,60	9,00	AL-4-54	830		11,00	ALF-4-104	953	
4,8	12,60	10,00	AL-4-55	912		12,00	ALF-4-105	915	
4,8	15,60	8,00	AL-4-56	848		10,00	ALF-4-106	709	
4,8	15,60	9,00	AL-4-57	975		11,00	ALF-4-107	757	
4,8	15,60	10,00	AL-4-58	999		12,00	ALF-4-108	794	

Os corpos de prova soldados apresentaram boa qualidade do ponto de vista da penetração na raiz e convexidade, como pode ser visto nas figuras 5.26 e 5.27, onde são mostradas macrografias típicas de CPs soldados.



*Figura 5.26 – Macrografias dos corpos de prova ALF-3-19, 20 e 21. Com espessura de 3,2 mm. Correntes de 90, 97 e 104 A com uma velocidade de soldagem de 10,0 cm/min.*

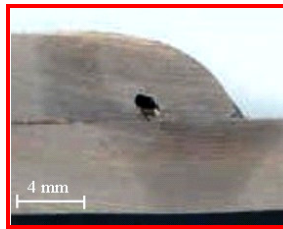


*Figura 5.27 – Macrografias dos corpos de prova ALF-4-101, 103 e 105. Com espessura de 4,8 mm. Correntes de 153, 175 e 210 A e velocidade de soldagem de 10,0 cm/min e 12,6 cm/min para os dois últimos cp's.*

Nas macrografias pode ser observado que os dois elementos que formam a junta sobreposta não se comportam como um único corpo, maciço, em relação à transferência de calor. A

isoterma que corresponde a  $Ac_1$  apresenta uma posição bastante diferente nas chapas superior e inferior na região da interface. Isso significa que o ar, mesmo formando uma fina camada na fresta entre os elementos, atua como um isolante térmico eficaz.

O poro observado na macrografia do corpo de prova ALF-4-106 (vide figura 5.28) pode estar associado ao uso de elevada corrente, e também à forma em que ocorre o fluxo de fluido dentro da poça fundida, em função de se tratar de uma solda de filete. Ao se realizar o aquecimento de chapa com o processo TIG, com altas correntes em alguns casos se forma um poro com característica vermicular na parte central e inferior do cordão.



*Figura 5.28 – Macrografia do corpo de prova ALF-4-106, exibindo um poro próximo à raiz da junta. Corrente de soldagem utilizada: 217A.*

A soldagem de juntas sobrepostas, apesar da dificuldade operacional para posicionamento da tocha e fusão de ambas as chapas, apresentou um campo de trabalho vasto, com correntes que variam de 90 a 122 A, na soldagem de chapas com 3,2 mm de espessura e velocidades de soldagem, variando de 10,0 a 12,6 cm/min. Para as juntas com chapas de 4,8 mm todas as condições estudadas se mostraram viáveis, sendo possível soldar com correntes de 139 a 260 A e velocidades de 10,0 a 15,6 cm/min.

#### **5.2.4 Soldagens em tubos pressurizados, com TIG alimentado**

A tabela 5.12 apresenta as condições experimentais e os resultados dos ensaios com tubos pressurizados e soldagem com alimentação de arame. Previamente foram realizadas soldagens sem alimentação de arame ( $Var = 0$ ) até a perfuração do tubo. Em seguida, para comprovar a influência da alimentação de arame na redução da temperatura da superfície oposta ao arco, foram realizadas soldagens com alimentação de arame.



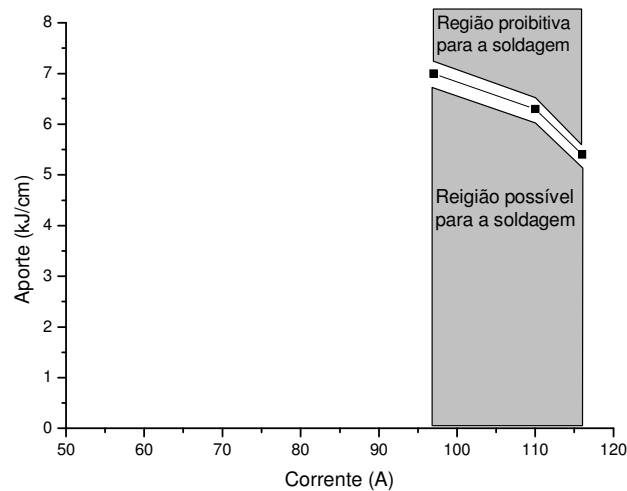
*Tabela 5.12 – Condições utilizadas nas soldagem em tubos pressurizados com ocorrência de perfuração.*

Item	CP	Pressão (kg/cm <sup>2</sup> )	Espess (mm)	Vs (cm/min)	Aporte (kJ/cm)	Imed * (A)	Var (m/min)
1	AL-3-200	40	3,2	10,0	7,0	97	0
2	AL-3-201	40	3,2	10,0	7,0	97	0,8
3	AL-3-202	40	3,2	12,6	6,3	110	0
4	AL-3-203	40	3,2	12,6	6,3	110	1,0
5	AL-3-204	40	3,2	15,6	5,4	116	0
6	AL-3-205	40	3,2	15,6	5,4	116	1,2

\* Correntes nas quais ocorreu perfuração do tubo.

A figura 5.29 mostra as correntes que produzem perfuração em tubos com 3,2 mm de espessura de parede, quando associadas com determinado energia de soldagem. Deste modo é apresentado o campo de trabalho onde é seguro soldar e onde é proibitiva a soldagem. O comportamento é simples e previsível, maiores correntes só são possíveis de se utilizar associando-se com maiores velocidades de soldagem, reduzindo-se desta maneira a energia. Contudo, a energia não é determinante na previsão da perfuração. Quando se solda com correntes de soldagem maiores, necessariamente é preciso diminuir a energia, pois caso contrário, a perfuração será inevitável. Além disso, os ensaios realizados deixam claro que a avaliação apenas da energia de soldagem dado de previsão de perfuração é inadequada, pois com uma mesma energia pode ou não ocorrer perfuração, em função das condições de soldagem.

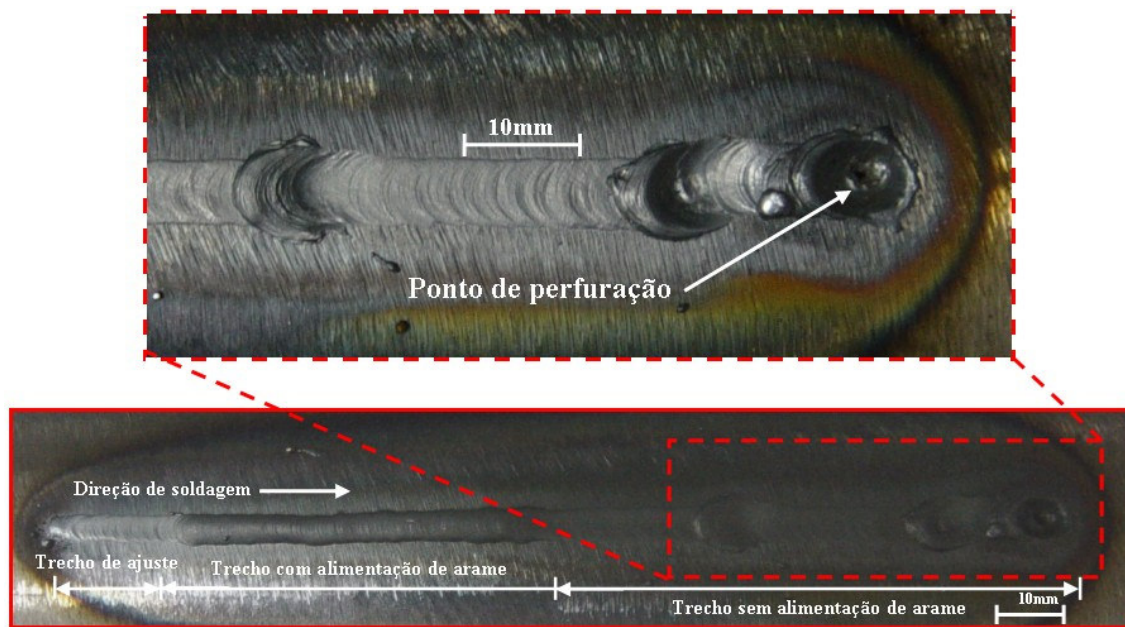
Correlacionando os dados da tabela 5.12 acima com os da tabela 5.8 onde foram calculadas as temperaturas na face oposta a soldagem, pode-se inferir que a perfuração ocorreu quando esta temperatura estava por volta de 1.270 °C e 1.190 °C, valores que confirmam os estudos do Battelle, com relação à previsão de perfuração.



*Figura 5.29 – Corrente de perfuração em função do aporte térmico. Ensaios realizados com tubos de 3,2 mm de espessura de parede, pressurizados à 40kg/cm<sup>2</sup>.*

Depois de obtidas as menores correntes que causam perfuração na soldagem autógena à velocidades de soldagem de 10,0, 12,6 e 15,6 cm/min foi realizada a soldagem com a corrente mínima que produz perfuração, mas agora com alimentação de arame até, pelo menos, 100 mm de comprimento e, logo em seguida, cessou-se a alimentação de arame.

A soldagem foi iniciada com uma velocidade de soldagem 20% superior àquela definida para o ensaio, para evitar a perfuração por causa dos ajustes de início de processo. Em seguida, iniciou-se a alimentação de arame. Quando o processo de alimentação entrava em regime se ajustava lentamente a velocidade de soldagem para o valor de referência. A figura 5.30 a seguir apresenta um cordão aplicado conforme esta metodologia.



*Figura 5.30 – Solda realizada em condições que causam perfuração com TIG autógeno.*

*Inicialmente com alimentação de arame  $Var = 0,8 \text{ m/min}$  e em seguida retira-se o material de adição.*

*Detalhe da região em que se inicia e acontece a perfuração. Corpo de prova AL-3-200.*

Todos os ensaios realizados mostraram que se aplicadas as mesmas condições limites de perfuração da soldagem autógena, mas com alimentação de arame (usando-se os valores ótimos de velocidade de alimentação) a perfuração não mais acontece. Este fato é sobremaneira importante, pois, apesar deste trabalho não ter como objetivo a investigação das condições em que ocorre trinca a frio, este procedimento é bastante útil para se evitar as mesmas.

Verificou-se que a temperatura máxima na face oposta à soldagem é significativamente menor quando o cordão é feito com alimentação de arame. Diferenças de até  $130^\circ\text{C}$  foram encontradas, que seriam suficientes para uma condição limite de perfuração se tornar segura. Desta forma, os ensaios propostos neste item têm o objetivo de se confirmar esta hipótese.

Este procedimento trabalha de um lado nas condições limites que podem produzir perfuração e, do outro, com o maior aporte de calor possível. Com o aporte máximo se obtém as menores taxas de resfriamento. Assim, o que é limite do lado da perfuração é a condição ideal para se evitar a trinca a frio, quando se considera apenas taxa de resfriamento. Os outros dois fatores que influenciam a trinca a frio são a susceptibilidade do material, que independendo do processo de soldagem, e o nível de hidrogênio difusível, característica que o processo TIG apresenta como uma de suas vantagens.

É claro que só isso não garante o sucesso da soldagem quanto à perfuração e ocorrência de trincas a frio. É necessário combinar estes resultados com outros aspectos como por exemplo: material, espessura remanescente e condições de operação da tubulação. Contudo, se com este procedimento ainda assim ocorrer trincas a frio, significa dizer que sob as circunstâncias apresentadas não poderá ser realizar a soldagem com segurança com processos de soldagem convencionais.

## 6 CONCLUSÕES

O processo TIG aplicado de forma autógena em tubo sem fluxo é um recurso eficaz para fazer uma primeira avaliação das condições em que ocorre perfuração.

Ao soldar com o processo TIG sem pressão pelo lado oposto ao arco, há escorrimento intenso da poça fundida antes que ocorra perfuração. Esse comportamento é bastante diferente daquele do processo eletrodo revestido, em que antes da perfuração, o escorrimento da poça é mínimo. Uma explicação para isto é a menor pressão exercida pelo arco no processo TIG.

Ao depositar cordões com TIG alimentado em tubo pressurizado, as condições que levam à perfuração são similares. Isto é, até uma pressão de 40 bar não foi observada influência da pressão do gás sobre o fenômeno da perfuração, contrariamente ao afirmado por vários autores. A pressão de 40 bar utilizada induzia tensões circunferenciais significativas, de aproximadamente 25 % da tensão de escoamento do material.

A faixa de velocidades de arame que resultam em cordões sãos é ampla, o que significa que o processo TIG alimentado é robusto, i.e. permite variações na velocidade do arame sem prejudicar a qualidade do cordão depositado.

As mesmas velocidades de arame podem ser aplicadas tanto à deposição de cordão sobre tubo como à soldagem de filete entre calha e tubo, o que simplifica o procedimento para estabelecer as condições a utilizar na soldagem em operação.

Na soldagem de calhas sobre duto não foi difícil conseguir penetração completa. Ao mesmo tempo, a penetração do cordão no lado do tubo foi bem menor que aquela correspondente a cordões depositados sobre tubo nas mesmas condições. Isso significa que a perfuração na soldagem de calhas é muito mais difícil de ocorrer do que a perfuração num reparo por deposição de solda.

Para evitar a perfuração de uma tubulação em determinadas condições de operação não basta fixar limites para a energia de soldagem, como alguns autores afirmam. Interessam também as

condições de soldagem, particularmente a corrente. Ao aumentar a corrente aumenta a penetração do cordão e, com isso, o risco de perfurar. Por causa disso, se precisar ser usado um determinado valor mínimo de energia para evitar as trincas a frio, o mesmo deve ser conseguido utilizando uma corrente baixa (e, portanto, uma baixa velocidade de soldagem) de modo a evitar a perfuração.

Portanto, a soldagem de tubulações com pequenas espessuras, de até 3,2 mm, é possível com o processo TIG alimentado. Para espessuras de 3,2 mm é possível soldar com correntes de até 97A e 7,0 kJ/cm, enquanto que para tubos com espessura de parede de 4,8 mm, pode-se soldar com correntes de 175A e energia de até 10,0 kJ/cm.

Comparado com o processo eletrodo revestido, o processo TIG alimentado mostrou-se menos produtivo. Entretanto, seu uso se justifica no reparo de pequenas espessuras, em função de que permite utilizar menores energias e apresenta menores teores de hidrogênio, sem a preocupação com a ressecagem e armazenagem dos eletrodos revestidos básicos que, se não forem feitas adequadamente, podem introduzir maiores teores de hidrogênio do que eletrodos rútflicos, em função de serem altamente higroscópicos.

Em casos em que haja a necessidade de um maior controle do aporte para se evitar a trinca à frio, o presente trabalho apresenta uma solução inovadora que pode ser aplicada para maximizar este controle. O procedimento é simples e consiste da aplicação da soldagem com alimentação de arame, utilizando velocidades de alimentação de arame ótimas (levantadas neste trabalho), soldando com os níveis de corrente que levaram, quando da soldagem autógena (sem alimentação de arame) à condição limite de perfuração. Em todos os testes realizados se verificou que ao aplicar este procedimento não ocorre perfuração e se trabalha com o máximo aporte de calor possível, que é a situação ideal para se evitar a trinca à frio, do ponto de vista do controle de aporte. Os demais tipos de controle são fixos, que são material e nível de hidrogênio difusível, que o próprio processo TIG apresenta os menores níveis entre os processos convencionais de soldagem.

## 7 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Em alguns casos não foi possível esgotar os assuntos e em outros surgiram fenômenos interessantes que merecem um estudo adicional. É com este intuito que alguns estudos complementares são sugeridos:

- O estudo realizado aplicando o processo TIG alimentado de forma mecanizada mostrou que o mesmo é viável para a soldagem em serviço. Portanto, seria interessante realizar estudos da aplicação deste processo de forma manual, com caneta para o fornecimento do arame a partir de um cabeçote motorizado. Haveria necessidade de determinar os parâmetros adequados para as diversas posições de soldagem que correspondem a toda a circunferência.

Outra possibilidade que pode ser estudada, mas que é de maior custo e complexidade, é a aplicação mediante cabeçote orbital, para a qual, na soldagem de filete entre calha e junta, haveria necessidade de prover um sistema procura de junta, pois pequenos desvios na trajetória do arco em relação à junta produziriam descontinuidades como falta de penetração e falta de fusão.

- Durante o levantamento das faixas de velocidades ótimas para alimentação de arame se percebeu que quando utilizando corrente contínua pulsada os limites de velocidades de arame eram limitados pelo choque do arame com o metal de base. Isto ocorreu principalmente por conta de se trabalhar com alimentação de arame contínua. Com isso, estima-se que a faixa de velocidades de arame adequadas, para os casos em que se trabalhou com corrente contínua pulsada, poderia ser um pouco maior, caso a alimentação de arame fosse também pulsada. Deste modo, seria interessante que este aspecto fosse melhor investigado, utilizando um sistema com alimentação de arame que pudesse variar a velocidade de forma sincronizada com os pulsos de corrente.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] SABAPATHY, P.N., Wahab, M.A., Painter, M.J. The prediction of burn-through during in-service welding of gas pipelines. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. Vol 77 (2000), p. 669-677.
- [2] BRUCE, W.A. “Overview of in-service welding research at EWI”. First International Conference on Welding Onto In-Service Petroleum Gas and Liquid Pipelines. March/2000, Wollongong.
- [3] SILVA, A.C. “Reparo por deposição de solda aplicada a tubulações de petróleo e gás em serviço com pequena espessura remanescente”. Dissertação de mestrado POSMEC - UFSC, 2004, 87p.
- [4] BRUCE, W.A. “Welding Onto In-Service Thin-Wall Pipelines”. Edison Welding Institute, Columbus, OH.
- [5] API STANDARD 1104 - Appendix – B - In-service Welding –1999, 8 pg, 19<sup>th</sup>.
- [6] BRUCE, W. A.; Swatzel J. F.; Dorling D. V. “Direct weld deposition repair of pipeline defects”. First International Conference on Welding Onto In-Service Petroleum Gas and Liquid Pipelines. March/2000, Wollongong.
- [7] BRUCE, W. A. “Guidelines for welding onto in-service pipelines”. Edison Welding Institute, Columbus, OH. August, 1991.
- [8] PAINTER, M.J. “Current Practice and the Gaps in In-Service Welding Technology a Research Perspective”. CSIRO Manufacturing Science and Technology.
- [9] Norma N-2163. “Soldagem e trepanação em equipamentos, tubulações e dutos em operação”. Petrobrás. Revisão C. Julho de 2002.
- [10] GRACE, P. “Safe work practice for in-service welding. Field experiences, successes and problems with in-service welding”. WTIA’s NSW &ACT State Technology.
- [11] McHANEY J.H. and Bruce. “Lessons to be Learned from Past – In-service Welding Incidents”. Houston, Texas – USA.
- [12] BANG, I.W., Son, YP., K.H., W.S. Numerical simulation of sleeve repair welding of in-service gas pipelines. *Welding Journal*, December 2002, p. 273s-282s.
- [13] SANTOS, L.A; Silva, A. F.; Niño, C. E.; Buschinelli, A.J.A. “Condução de calor na soldagem com pulsação térmica e seu efeito no crescimento de grão na ZTA”. XXVI CONSOLDA, Curitiba-PR, setembro de 2000.
- [14] BOO, K.S., Cho, H.S. Transient Temperature Distribution in Arc Welding of Finite Thickness Plates. *Proc. Instn. Mech. Engrs. Part B*. Vol. 204 (1990), p. 175-183.



- [15] YURIOKA, N. "Prediction of HAZ hardness of transformable steels". Metal Construction, vol. 19, n. 4, 1987, p. 217R-223R.
- [16] SABAPATHY, P.N., Wahab, M.A., Painter, M.J. "Numerical models of in-service welding of gas pipelines". Journal of Materials Processing Technology 118 (2001) 14-21.
- [17] BRUCE, W.A., Dorling, D.V. "PRCI thermal analysis model for hot tap welding and other recent advances in in-service welding technology". Columbus – Ohio.
- [18] Australian Standard Pipelines, Gas and Liquid Petroleum, AS2885, 1987.
- [19] KIEFNER, J. F., Bruce, W.A., Stephens, D.R. "Pipeline In-service Repair Manual". Pipeline Research Council International, Inc. Rev. 1.0 , December 1999.
- [20] BRUCE, W.A. "An Overview of API 114 Appendix B – In-Service Welding". Edison Welding Institute, Columbus, OH.
- [21] NIÑO, C. E., "Soldagem". Apostila apresentada no Mestrado Profissional UFSC – Braskem em Salvador – BA. 2003.
- [22] Welding Handbook, 1988, vol. 3<sup>rd</sup> – Welding Processes - AWS.
- [23] COE, F. R. "Welding Steels Without Hydrogen Cracking". The Welding Institute, London, 1973.
- [24] DELGADO, L.C. "Estudo e desenvolvimento do processo TIG com alimentação automática de arame". Dissertação de mestrado POSMEC - UFSC, 2000, 82p.
- [25] GRONG, Oc. Metallurgical modeling of welding. 1<sup>st</sup> ed, The Institute of Materials, Trondheim, Norway, 1994, 581p.
- [26] Guia Para a Expressão da Incerteza de Medição. Segunda Edição – Rio de Janeiro: ABNT, INMETRO, SBM, 1998, 121p.
- [27] FROTA, M.N. , Villalobos, J.P. "Suplemento 1 ao EA-4 – Expressão da Incerteza de Medição na Calibração – Exemplos". Primeira edição – Rio de Janeiro: INMETRO, SBM, 1999, 35p.
- [28] ASM Metals – Reference Book, third edition, EUA, 306p. 1993.
- [29] KOU, S. "Welding Metallurgy". University of Wisconsin. A Wiley-Interscience Publication, 1987, p.329s-325s.
- [30] KRAUSS, G. "Steels: Heating Treatment and Processing Principles". ASM International. Ohio, 1989, p.11s-16s.
- [31] THELNING, K.E. "Steels and its heat treatment". Butterworths. 2<sup>nd</sup> edition, 1984, p.6s-24s.

- 
- [32] GUERREIRO, G, NIÑO, C.E.. “Estabelecimento de critérios para evitar a perfuração na soldagem de tubulações em operação”. Anais do 3º COBEF, Joinville – SC. 2004, 8p.